E 1431
R
REFERALVA
KAT

metalurgia și construcția de mașini

1

DIN CUPRINS:

A. TRIANDAF și F. OLARU: Contribuții la obținerea feromolibdenului din concentratele indigene de molibden.

T. DUMITRESCU, C. IONESCU și M. SOLACOLU: Contribuții la cunoașterea procesului de transformarea izotermă a austenitei în domeniul Ar''.

E. POP și V. ȘERBAN: Controlul structurii fontei maleabile cu ajutorul ultrasunetelor.

I. M. LENIN: Caracteristica externă a motorului de automobil cu carburator.

C. ARAMĂ: Considerații asupra unor probleme din terminologia motoarelor cu ardere internă.

B. GRÜNWALD și TR. DUDAȘ: Unele aspecte privind economicitatea motoarelor supraalimentate cu turbosuflantă.

A. ȘELEȘTEANU: Valori optime în construcția de mașini.

R. SUSAN: Considerații privind cheltuielile de amortizare a utilajului.

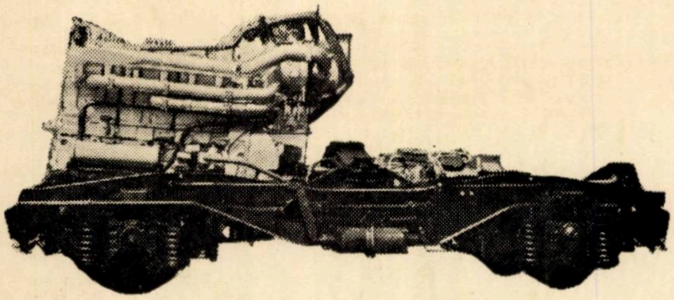
Z. DUCA: Calculul analitic al geometriei cuțitelor profilate.

Metalurgia și Construcția de Mașini ★ București ★ Anul XV ★ Nr. 1 ★ ianuarie 1963

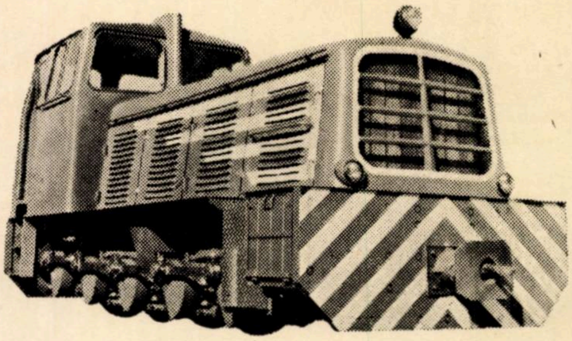
UZINELE 23 AUGUST BUCURESTI

execută

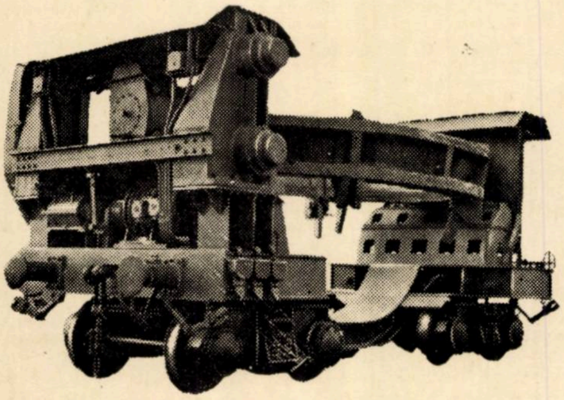
BOGHIU DE AUTOMOTOR CU ECHIPAMENT DIESEL HIDRAULIC DE 600 CP



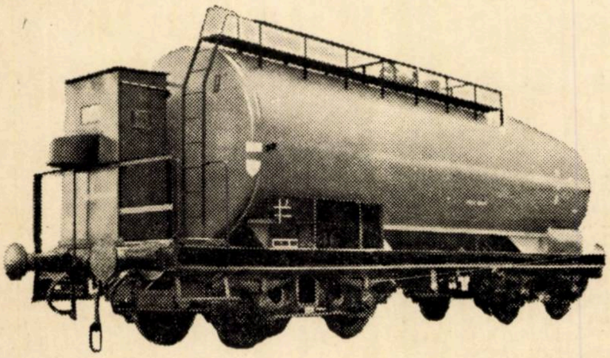
LOCOMOTIVĂ DIESEL DE 120 CP PENTRU ECARTAMENT DE 760



VAGON SIDERURGIC PENTRU TRANSPORTUL ZGUREI



VAGON CISTERNĂ DE 50 t



Agregate şi aparataje pentru industria chimică
Agregate şi utilaje pentru industria siderurgică
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP
Linii de ciment de 800 şi 1 200 t/zi
Material rulant
Locomotive de manevră pentru cale normală
Automotoare de mare viteză şi capacitate
Vagoane cisternă de mare capacitate
Vagoane speciale pentru siderurgie
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant

TURNĂTORII SI OTELĂRII

Piese turnate din oţel pînă la 25 t/bucată
Piese turnate din oţel manganos
Piese turnate din fontă
Piese forjate liber
Piese matriţate
Oţeluri aliate de construcţii
Oţeluri de scule aliate şi rapide

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1883

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.
ANUL XV, IANUARIE 1963, Nr. 1

CUPRINS

Metalurgia

CZ 669.15′ 28 − 198

A. Triandaf și *F. Olaru* : **Contribuții la obținerea feromolibdenului din concentratele indigene de molibden.**

În lucrare sînt prezentate rezultatele obținute la prelucrarea concentratelor de molibdenit din țară cu conținuturi variabile în MoS_2 (60 − 85%) în vederea obținerii feromolibdenului necesar oțelurilor aliate folosind metoda de reducere silicotermică.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963) nr. 1 p. 1 − 9

CZ 669.112.227.33

T. Dumitrescu, *C. Ionescu* și *M. Solacolu* : **Contribuții la cunoașterea procesului de transformare izotermă a austenitei în domeniul Ar″.**

Lucrarea prezintă o parte din rezultatele obținute în legătură cu cinetica transformării austenitei în domeniul Ar′ cu formarea și caracteristicile micrografice ale constituenților din același domeniu. S-a studiat transformarea austenitei în bainită pe cale dilatometrică pentru două oțeluri carbon și două oțeluri aliate. Pe baza lucrărilor experimentale efectuate s-a remarcat că între mecanismul formării bainitei superioare și bainitei inferioare există o deosebire esențială. De asemenea s-a observat că în domeniul bainitei pot să se separe două tipuri de ferită.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963) nr. 1 p. 9 − 18

CZ 669.131.8 : 620.179.16

E. Pop și *V. Șerban* : **Controlul structurii fontei maleabile cu ajutorul ultrasunetelor.**

În scopul găsirii unei metode nedestructive pentru controlul structurii fontei maleabile s-au turnat 32 probe din fontă albă care s-au supus la diverse tratamente termice pentru a obține diferite structuri de maleabilizare puțin diferențiate între ele. Pe aceste probe s-au încercat două metode de control cu ajutorul ultrasunetelor folosind defectoscopul Siemens Halske II (frecvența = 2,5 M Hz).

Metoda măsurării factorului de atenuare nu a dat rezultate concludente. Prin metoda măsurării adîncimii de pătrundere s-au obținut rezultatele așteptate : cea mai mică adîncime de pătrundere (0,700 m) are o structură feritică, iar valoarea ei crește odată cu creșterea conținutului de perlită pînă la 1,275 m (structură perlito-feritică). Dincolo de pragul 1,375 m apare constituentul dur : ledeburita, al cărui domeniu de variație a adîncimii de pătrundere a acoperit gama 1,375 − 4,850 m.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963) nr. 1, p. 18 − 21

CZ 621.357.7 − 791

E. Grünwald : **Controlul băilor galvanice cu ajutorul celulei Hull.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), nr. 1, p. 21 − 24

Construcția de mașini

CZ 621.434.1.018

I. M. Lenin : **Caracteristica externă a motorului de automobil cu carburator.**

Se studiază pierderile termo-gazodinamice în condițiile obturatorului complet deschis la motorul cu carburator și se precizează modul de stabilire prin calcul al caracteristicii exterioare pentru acest motor.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), nr. 1, p. 26 − 45

CZ 621.43 : 413.164

C. Aramă : **Considerații asupra unor probleme din terminologia motoarelor cu ardere internă.**

Se analizează terminologia folosită pentru unele noțiuni de bază din domeniul motoarelor cu ardere internă. Pe baza simplificării și unificării necesare a terminologiei se fac unele propuneri.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), nr. 1, p. 45 − 51

CZ 621.431.052

B. Grünwald și *Tr. Dudaș* : **Unele aspecte privind economicitatea motoarelor supraalimentate cu turbosuflantă.**

În articol se cercetează modul în care se modifică randamentul termodinamic la un motor supraalimentat în funcție de raportul de comprimare, de raportul de creștere a presiunilor și de raportul de destindere prealabilă, știind că primele două raporturi se limitează la valorile minime, iar ultimul raport crește sensibil în comparație cu motorul cu alimentație normală.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963) nr 1, p. 51 − 54

CZ 621.001.13

A. Seleșteanu : **Valori optime în construcția de mașini.**

Folosirea parametrilor raționali poate aduce economii însemnate în industrie. Valorile optime apar ca rezultatul efectelor contrarii provocate de variația unui parametru.

Exemplele de aplicare sînt alese din diferite domenii: reductoare, mecanism-motor, turbomașini, schimbătoare de căldură, vehicule, prelucrare prin așchiere.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), nr 1, p. 54 − 59

CZ 621.7 : 621.9 : 338.063.43

R. Susan : **Considerații privind cheltuielile de amortizare a utilajului.**

În articol se prezintă unele propuneri pentru îmbunătățirea cotelor de amortizare a utilajului, prevăzute în Decretul nr. 555 din 23 decembrie 1953, precum și dependența cotelor de amortizare de coeficientul de încărcare a utilajului.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963) nr. 1, p. 60 − 62

CZ 621.91.07.025.11

Z. Duca : **Soluția analitică a geometriei sculelor profilate.**

Se analizează variația unghiurilor active la tăișurile cu forme complexe și se indică soluția analitică de calcul exact al unghiurilor constructive pentru proiectarea sculei.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963) nr. 1, p. 62 − 70

CZ 631.3 ; 621.791 : 7

I. Vasile : **Electronituirea aplicată în construcția de mașini agricole.**

Se descrie introducerea procedeului de electronituire în construcția de mașini agricole ; se arată procesul de electronituire, utilajul necesar și încercările efectuate, precum și economicitatea procedeului.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), nr. 1, p. 71 − 75

Invenții - inovații 77 − 78
Documentare 78 − 89
Recenzii 89 − 91
Cronică 92
Informații 93 − 94
Revista revistelor 94 − 96

COMITETUL DE REDACȚIE

METALURGIA : Ing. **D. Bărbulescu**; conf. ing. **D. Briscan**; ing. **I. Cazacu**; ing. **I. Cheșa**; ing. **M. Costescu**; ing. **V. David**; ing. **T. Dumitrescu**; prof. ing. **S. Gidea**; ing. **N. Greavu**; ing. **H. Heger**; ing. **I. Hoblea**; ing. **Gh. Ilin**; ing. **R. Miclea**; ing. **Al. Mircea**; ing. **N. Murguleț**; ing. **I. Pavoni**; ing. **H. Pirvu**; ing. **I. Potoceanu**; ing. **E. Rinea**; ing. **C. Roșca**; ing. **L. Sofroni**, candidat în științe tehnice — redactor responsabil; ing. **Cl. Ștefănescu**; ing. **T. Tecu**; ing. **E. Zetes**.

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI : Prof. ing. **C. Aramă** — redactor responsabil; ing. **I. Avram**; ing. **Al. Bitang**; prof. ing. **E. Botez**; ing. **V. Călinescu**; ing. **N. Constantin**; ing. **S. Cunescu**; ing. **G. Diaconescu**; conf. ing. **Z. Duca**; ing. **T. Florea**; ing. **V. Gheleșel**; conf. ing. **B. Horovitz**; ing. **A. Kaflichievici**; ing. **C. Lazăr**; ing. **R. Manoliu**; ing. **I. Marinescu**; prof. ing. **R. Mărdărescu**; ing. **P. Melisaratos**; ing. **Șt. Mladoveanu**; ing. **R. Moțoc**; ing **I. Petrce**; ing. **Gh. R. Petrescu**; ing. **Gh. Petrescu**; ing. **N. Popescu**; ing. **L. Răduț**; ing. **I. Salcău**; ing. **T. Seceleanu**; ing. **D. Sorian**; prof. dr. ing. **I. Vlădea**.

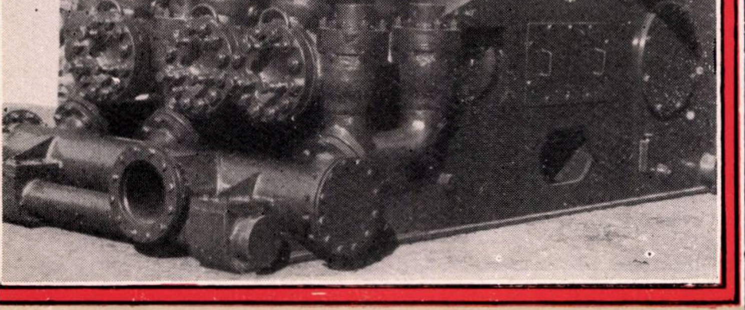
UTILAJE PETROLIERE

DE
CEA MAI
BUNĂ
CALITATE
FABRICATE
ŞI
LIVRATE
DE

UZINA

„1 MAI" PLOIEŞTI

- Instalaţie de foraj tip 2 DH—75 A pentru adîncimi pînă la 2000 m



- Pompă triplex $7^1/_4'' \times 12''$ tip 3 PN—465 M

- **Instalaţii de foraj tip 4 LD—150 B**
- **Instalaţii de foraj tip 2 DH – 75 A**
- **Turbine de foraj (simple şi duble)**
- **Prevenitoare de erupţie:**
  - **— cu acţionare normală**
  - **— cu acţionare hidraulică**
- **Agregate de cimentare tip TA—300 M şi AC—400 M**
- **Sape cu role şi lame**

Metalurgia

CZ 669.15'28-198

Obținerea feromolibdenului din concentratele indigene de molibden

Ing. ANGELA TRIANDAF și ing. FLORIN OLARU
Institutul de cercetări chimice

Influența favorabilă pe care o exercită molibdenul asupra calității oțelurilor, precum și dezvoltarea producției de oțeluri speciale de construcții și de oțeluri pentru tăiere rapidă, în care molibdenul intră ca element de aliere, au determinat ca prelucrarea concentratelor de molibden să se efectueze pe plan mondial în proporție de: 85–90% pentru feroaliaje; 5–10% pentru molibden metalic; 5% pentru diverși compuși chimici.

Țara noastră dispune de un zăcămînt de minereuri de molibden, în care molibdenul se află sub formă de molibdenit. Prepararea minereurilor de molibden din R.P.R. prin flotare face posibilă obținerea unor concentrate de molibden cu un conținut de 36,4% pînă la 51% Mo, respectiv 60% pînă la 85% MoS_2.

Elaborarea feromolibdenului constă în reducerea oxizilor de molibden și fier cu un reducător care poate fi: carbon, siliciu, aluminiu și magneziu.

În cazul folosirii concentratelor de molibden în care molibdenul se găsește sub formă de molibdenit (S_2Mo), atît pentru obținerea oxidului de molibden (MoO_3), cît și pentru îndepărtarea sulfului, care este un element nociv pentru feroaliaje, concentratele sînt supuse unei prăjiri oxidante pînă la o desulfurare înaintată (0,1–0,2% S). Prăjirea oxidantă se face după reacția: $MoS_2 + 7/2O_2 = MoO_3 + 2SO_2$; $\Delta H_{298} = -267\,080$ cal/mol.

Deoarece MoO_3 începe să sublimeze la 600°C și se volatilizează intens între 635°C ($p \times 10^3$ mm Hg = 5,328) și 675°C ($p \times 10^3$ mm Hg = 23,32), prăjirea trebuie condusă la temperatura maximă de 600 – 620°C pentru a evita pierderile de molibden [1], [2], [4].

Industrial, prăjirea se realizează în cuptoare mecanice polietajate, cu un număr de 12–16 vetre. În unele uzine se utilizează și prăjirea în cuptoare rotative și în strat fluidizat.

Durata prăjirii depinde în mare măsură de construcția cuptorului și de grija cu care este amestecat materialul în cuptor.

Molibdenitul prăjit, care conține în majoritate oxidul de molibden (MoO_3) și are un conținut de 0,1–0,2% S, reprezintă materia primă pentru obținerea feromolibdenului.

Elaborarea feromolibdenului constă în reducerea oxizilor de molibden din concentratul prăjit în amestec cu oxizi de fier (oxid de fier sau minereu de fier) cu un reducător. Reacțiile de reducere a oxizilor sînt caracterizate de stabilitatea oxizilor la temperaturi înalte, care se poate aprecia după valoarea energiei libere de formare a acestora din elemente.

În figura 1 sînt prezentate valorile energiilor libere de formare a mai multor oxizi la temperaturi înalte.

Pentru calcule s-au folosit funcțiile termodinamice standard $\Delta H°$; $\Delta S°$, obținînd schimbarea standardizată a energiei libere $\Delta F°$

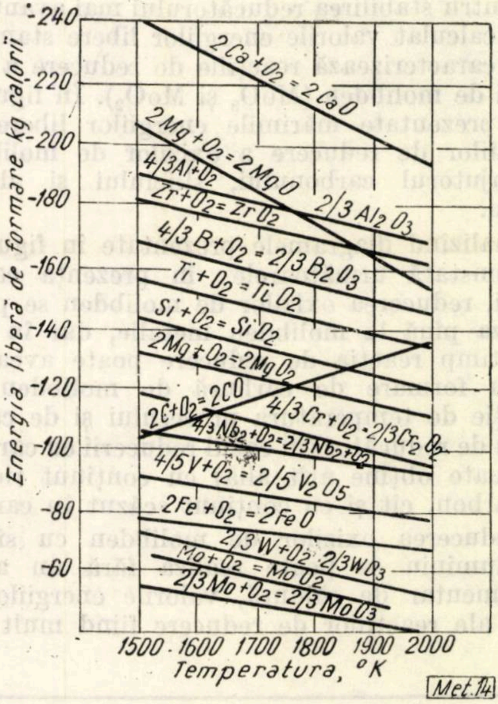


Fig. 1

Din diagramele prezentate în figura 1 se constată următoarele: dintre oxizii studiați, oxizii de molibden (MoO_3 și MoO_2) pot fi reduși uşor, fiind mai puţini stabili, iar oxizii de aluminiu (Al_2O_3), de magneziu (MgO) şi calciu (CaO) sînt stabili, fiind greu de redus; oxizii de molibden (MoO_3 şi MoO_2) pot fi reduşi pînă la molibden cu aluminiu, siliciu, carbon şi magneziu.

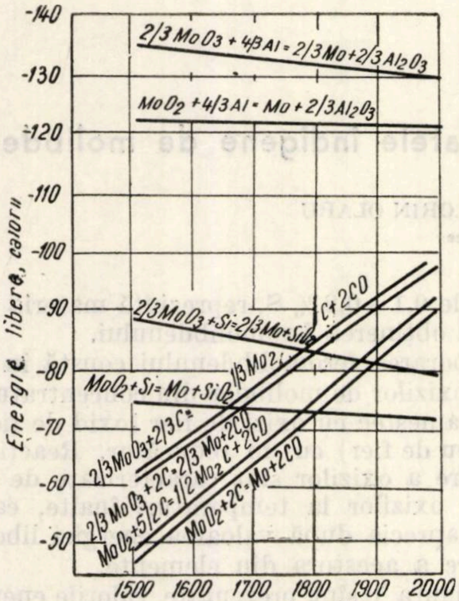


Fig. 2

Pentru stabilirea reducătorului mai avantajos s-au calculat valorile energiilor libere standard care caracterizează reacţiile de reducere a oxidului de molibden (MoO_3 şi MoO_2). În figura 2 sînt prezentate mărimile energiilor libere ale reacţiilor de reducere a oxizilor de molibden cu ajutorul carbonului, siliciului şi aluminiului.

Analizînd diagramele prezentate în figura 2 se constată următoarele: în prezenţa carbonului, reducerea oxizilor de molibden se poate realiza pînă la molibden metalic, dar în acelaşi timp reacţia de reducere poate avea loc şi cu formare de carbură de molibden. În funcţie de temperatura procesului şi de cantitatea de reducător (în cazul reducerii cu carbon) se poate obţine atît aliaj cu conţinut ridicat în carbon, cît şi cu conţinut scăzut în carbon.

Reducerea oxizilor de molibden cu siliciu şi aluminiu se poate realiza fără un aport suplimentar de căldură, valorile energiilor libere ale reacţiilor de reducere fiind mult mai mari decît valorile energiei libere de formare a oxizilor de molibden (fig. 1).

Pentru elaborarea feromolibdenului se folosesc: procesul de reducere cu carbon; procesul de reducere cu siliciu (silicotermic); procesul de reducere cu aluminiu (aluminotermic).

Procesul de reducere cu carbon pentru elaborarea feromolibdenului a fost aplicat la o serie de uzine din străinătate şi se mai aplică încă, dar pe scară redusă [1], [2]. Dezavantajele acestui proces constau în faptul că se obţine un feromolibden cu un conţinut ridicat în carbon (minimum 0,4—0,5% şi poate ajunge pînă la 4,5%) şi că se consumă o cantitate mare de energie electrică (10 000 kWh/t aliaj) [2].

Folosirea siliciului ca reducător în procesul de elaborare a feromolibdenului prezintă avantaje faţă de aluminiu, fiind un reducător mai ieftin, şi faţă de carbon datorită posibilităţii de a obţine un aliaj fără carbon sau cu un conţinut redus în carbon (0,1—0,2%).

Procesul silicotermic pentru obţinerea feromolibdenului constă în reducerea cu siliciu (ferosiliciu) a oxizilor de molibden din concentratul de molibden prăjit şi a oxizilor de fier (minereu sau oxid de fier), care se adaugă în şarjă.

Reacţiile care au loc în cursul procesului de reducere cu siliciu sînt:

$$2\,MoO_3 + 3\,Si = 2\,Mo + 3SiO_2;$$

$$\Delta H_{298} = -\,263\,800 \text{ cal/mol};$$

$$Fe_3O_4 + 2\,Si = 3Fe + 2\,SiO_2;$$

$$\Delta H_{298} = -144\,700 \text{ cal/mol};$$

$$2Fe_3O_4 + Si = 6\,FeO + SiO_2;$$

$$\Delta H_{298} = -59\,600 \text{ cal/mol}.$$

Reducerea oxizilor de fier se realizează cu siliciu parţial pînă la fier şi parţial pînă la FeO.

Fierul trece în aliaj, iar protoxidul de fier (FeO) trece în zgură şi contribuie la fluidificarea acesteia.

Pentru deplasarea reacţiilor de reducere spre formare de molibden şi fier se adaugă în şarjă oxid de calciu.

Concentratele de molibden obţinute prin flotarea minereurilor de molibden de la noi din ţară au o compoziţie medie de 36,4% Mo (60% MoS_2), dar se obţin şi concentrate mai bogate cu un conţinut de 51% Mo (85% MoS_2). Încercările noastre s-au efectuat pe aceste două tipuri de concentrate a căror compoziţie este dată în tabela 1.

Tabela 1

Proba	Compoziţia concentratelor, %											
	S	Mo	Cu	Pb	Zn	Sn	SiO_2	CaO	Fe	Al_2O_3	As	P_2O_5
M_1	32,82	51,5	0,6	1,21	urme	lipsă	1,54	1,23	0,37	0,9	urme	0,02
M_2	27,40	36,4	1,8	1,5	—	—	6,39	3,35	1,31	1,60	—	—

Concentratul M_1 corespunde condiţiilor impuse de standarde pentru utilizarea lui la elaborarea feromolibdenului, în timp ce concentratul M_2 nu corespunde acestor condiţii (38% Mo faţă de 45% Mo cît prevăd standardele).

Studiul obţinerii feromolibdenului s-a efectuat pe cele două concentrate separat, stabilind pentru fiecare concentrat posibilităţile de valorificare.

Pentru obţinerea trioxidului de molibden necesar elaborării feromolibdenului, concentratele de molibdenit au fost supuse procesului de prăjire oxidantă. S-au efectuat încercări de prăjire oxidantă a celor două concentrate, pentru stabilirea parametrilor procesului de prăjire, în vederea obţinerii unui material prăjit neaglomerat cu un conţinut maxim în sulf de 0,2–0,3% şi cu pierderi minime de molibden prin volatilizare.

În cursul încercărilor s-au variat următorii parametrii: temperatura procesului de prăjire; durata de menţinere a materialului prăjit la temperatura maximă; durata procesului de prăjire. Încercările s-au efectuat într-un cuptor cu mufă încălzit cu gaz metan.

Molibdenitul s-a prăjit în vase ceramice care s-au aşezat pe vatra cuptorului, iar agitarea materialului s-a realizat manual (prin greblare).

În procesul de prăjire oxidantă, desulfurarea concentratelor de molibdenit cu 60% MoS_2 se realizează conform diagramei din figura 3 (curba 1), iar a concentratelor de molibdenit cu 85% MoS_2 conform diagramei din figura 3 (curba 2). Rezultatele încercărilor sînt prezentate în tabelele 2 şi 3.

Din analiza rezultatelor obţinute în încercările de prăjire arătate în tabelele 2 şi 3 şi din figura 3 rezultă că desulfurarea concentratelor de molibden cu 60% MoS_2 şi cu 85% MoS_2 (fig. 3 curba 1, 2) se realizează pînă la un conţinut de 2% sulf în cursul procesului de prăjire, la temperaturi de 500–520°C şi la o durată de 90 min. Desulfurarea în continuare de la 2% S pînă la 0,7–0,5%S se realizează

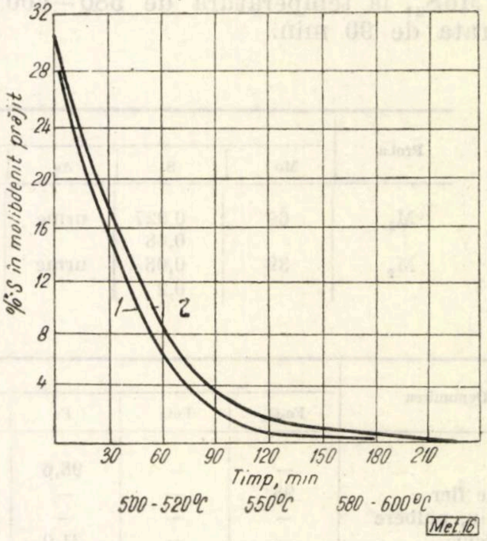


Fig. 3

Tabela 2

Nr. crt.	Greutatea, g	S, %	Mo, %	Durata procesului la diverse temperaturi, min						Molibdenit prăjit rezultat, g	Analiza molibdenitului prăjit		Randamentul la prăjire, %
				pînă la 400°C	400–450°C	450–500 500–520°C	550–560°C	580–600°C	600–620°C		Mo, %	S, %	
1	150	32,8	51,5	90	15	90	60	—	—	125	61,22	0,68	99,3
2	150	32,8	51,5	90	15	90	75	—	—	120	63,46	0,54	99,3
3	150	32,8	51,5	90	15	90	90	—	—	118	65,30	0,35	99,4
4	150	32,8	51,5	90	15	90	90	15	—	115	65,15	0,35	99,0
5	200	32,8	51,5	90	15	90	90	30	—	165	63,24	0,35	99,3
6	200	32,8	51,5	90	15	90	60	60	—	160	64,48	0,32	99,2
7	150	32,8	51,5	90	15	90	60	60	15	122	62,60	0,17	89,0
8	150	32,8	51,5	90	15	90	60	60	15	117	65,00	0,17	99,0
9	200	32,8	51,5	90	15	90	60	90	—	164	62,35	0,08	99,9
10	200	32,8	51,5	90	15	90	60	90	—	164	62,35	0,17	99,9
11	200	32,8	51,5	90	15	90	60	60	30	168	60,12	0,06	98,0
12	200	32,8	51,5	90	15	90	60	60	30	168	60,50	0,17	99,0

Tabela 3

Nr. crt.	Greutatea, g	S, %	Mo %	Durata procesului la diverse temperaturi, min					Molibdenit prăjit rezultat, g	Analiza molibdenitului prăjit		Randamentul la prăjire, %
				pînă la 400°C	400–450°C	450–500 500–520°C	550–560°C	580–600°C		Mo, %	S, %	
1	500	27,4	36,34	90	15	90	60	—	450	39,14	0,48	99
2	500	27,4	36,34	90	15	90	30	—	450	40,30	0,69	99
3	500	27,4	36,34	90	15	90	45	—	450	36,44	0,66	92
4	500	27,4	36,34	90	15	90	45	15	440	40,45	0,43	98
5	500	28,2	36,34	90	15	90	30	30	442	40,1	0,23	98
6	500	27,4	36,34	90	15	90	30	60	445	38,87	0,17	98
7	500	27,4	36,34	90	15	90	30	45	440	40,45	0,19	98

la temperatura de 550–560°C și la o durată de 30–60 min; desulfurarea de la 0,7% S pînă la 0,2% S a concentratelor cu 60 % MoS_2 se realizează la temperatura de 580–600°C timp de 30–60 min iar desulfurarea de la 0,5% S pînă la 0,17–0,08 %S a concentratelor cu 85% MoS_2, la temperatura de 580–600°C și la durata de 90 min.

Conducerea procesului de prăjire oxidantă a concentratelor de molibden cu 85% MoS_2 conform diagramei din figura 3 curba 2 și în condițiile prezentate la încercările nr. 9 și 10 din tabela 2, temperatura maximă fiind 580 600°C, dă posibilitatea obținerii unui prăjit cu 0,08–0,17 %S și 90% MoO_3, cu pierderi de maximum 0,1% Mo. Creșterea temperaturii maxime de la 580–600°C pînă la 600–620°C determină creșterea pierderilor de molibden de la 0,1 % pînă la 2,3 % (încercările nr. 7, 8, 11 și 12 din tabela 2).

Conducerea procesului de prăjire oxidantă a concentratelor de molibden cu 60% MoS_2 conform diagramei din figura 3 curba 1, și în condițiile încercărilor nr. 5, 6 și 7 din tabela 3, temperatura maximă fiind 580–600°C, dă posibilitatea obținerii unui prăjit cu 0,2 %S, pierderile de molibden prin volatilizare fiind de 2%.

Molibdenul formează cu fierul aliaje în orice proporții. Diagrama de echilibru a sistemului Mo–Fe este reprezentată în figura 4. Diagrama de echilibru arată că aliajele bogate în molibden sînt greu fuzibile și obținerea lor prin evacuarea metalului în stare fluidă este dificilă.

Obținerea unui aliaj cu un conținut ridicat în molibden, dar cu un punct de fuziune de circa 1 500°C este posibilă la un procent de 55–60% molibden în feromolibden. Un conținut de 55–65 % molibden în aliaj dă posibilitatea folosirii acestuia la elaborarea oțelurilor aliate cu molibden.

S-a urmărit realizarea prin procesul silicotermic a unui feromolibden cu 55–60% molibden și cu un conținut de elemente nocive (S, C, Si, Cu, P) conform standardelor, folosind ca materie primă cele două tipuri de concentrate de molibden obținute după prăjirea oxidantă în amestec cu oxid de fier. Ca fondanți s-au folosit var și fluorură de calciu.

Analiza concentratelor de molibden prăjite și a celorlalți componenți ai șarjei este dată în tabelele 4 și 5.

Tabela 4

Proba	Compoziția concentratelor prăjite, %								
	Mo	S	As	Cu	CaO	Al_2O_3	Fe_2O_3	P_2O_5	SiO_2
M_1	60	0,027 0,08	urme	0,54	0,53	0,40	0,8	0,02	1,68
M_2	39	0,08 0,2	urme	1,62	3,65	1,92	2,4	0,02	870

Tabela 5

Denumirea	Compoziția încărcăturii, %									
	Fe_3O_4	FeO	Fe	Si	Cu	Al	P_2O_5	S	C	P
Șpan	—	—	98,6	—	—	—	—	—	0,2	0,04
Oxid de fier	98	—	—	1,3	—	—	0,06	0,06	0,1	—
Aluminiu, pulbere	—	—	—	0,3	0,5	99	—	—	—	—
Ferosiliciu	—	—	21,0	76,0	—	—	—	—	0,1	0,1

Pentru a se putea realiza procesul fără un aport de căldură din afară, efectul caloric al reacțiilor de reducere a oxizilor de molibden și

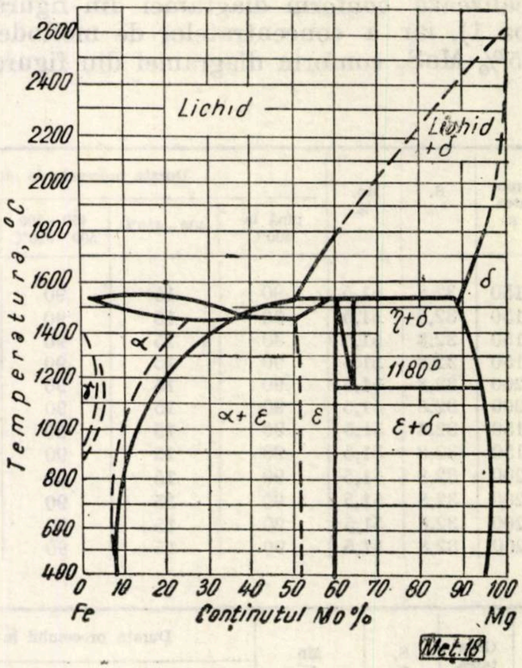


Fig. 4

fier din șarjă trebuie să depășească, conform legii lui Jemciujnîi, 550 kcal/kg de șarjă.

În figura 5 sînt reprezentate grafic valorile efectelor calorice ale reacțiilor de reducere a amestecului oxizilor de molibden (MoO_3) și fier (Fe_3O_4) cu siliciu și aluminiu.

Linia dreaptă superioară (I) indică variaţia efectului caloric specific la reducerea cu aluminiu a amestecului de oxizi puri de molibden şi fier. Dreptele inferioare (II şi III) caracterizează reducerea cu siliciu a amestecului de

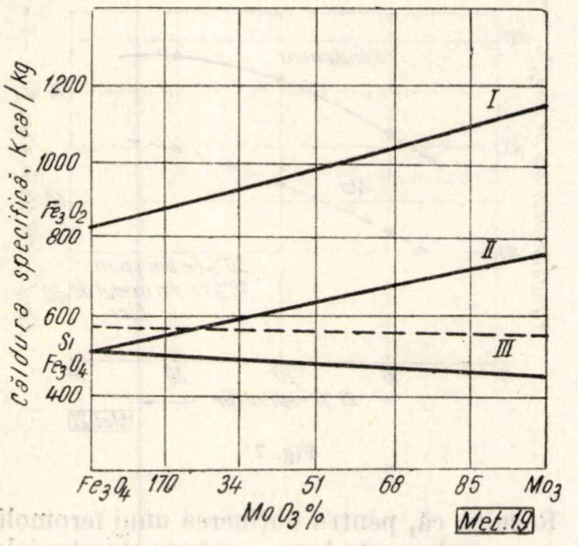


Fig. 5

oxizi puri (dreapta II) şi a şarjei folosite pentru obţinerea feromolibdenului (dreapta III). Linia punctată este linia lui Jemciujnîi.

Din diagrama prezentată în figura 5 se vede că, la reducerea oxizilor puri în amestec, efectul caloric specific creşte odată cu creşterea conţinutului de MoO_3 în şarjă (dreptele I şi II).

În cazul reducerii cu aluminiu, la orice compoziţie a amestecului de oxizi, valoarea efectului caloric specific depăşeşte cu mult cifra lui Jemciujnîi (dreapta I).

În cazul reducerii cu siliciu a amestecului de oxizi de molibden şi fier, valorile q obţinute sînt mai mici, iar în partea stîngă a diagramei la conţinuturi mici de MoO_3, sînt inferioare valorilor indicate de linia lui Jemciujnîi (dreapta II). Valorile pentru efectul caloric în cazul reducerii oxizilor de molibden şi fier din şarjă se găsesc mai jos de linia lui Jemciujnîi (dreapta III).

Astfel, realizarea reducerii cu siliciu a celor două tipuri de molibdenit în amestec cu oxid de fier şi minereu de fier (la diferite raporturi între oxizii de molibden şi fier) nu este posibilă fără un aport de căldură din afară, dacă nu se înlocuieşte o parte din reducătorul siliciu cu aluminiu pentru mărirea efectului caloric pînă la 500—550 kcal/kg.

Datele teoretice prezentate au fost verificate pe şarje în care s-a folosit concentrat de molibden cu 60% molibden; ca adaos de fier s-a folosit oxid de fier cu 98% Fe_3O_4, iar ca reducător, ferosiliciu cu 76%Si. Compoziţia şarjei reieşită din calculul de şarjă a fost următoarea: 500 g molibdenit prăjit cu 60% Mo; 99 g oxid de fier cu 98% Fe_3O_4; 51 g ferosiliciu cu 76% Si; 5 g CaO. La calculul şarjei s-a considerat că 40% Fe_3O_4 este redus cu siliciu pînă la fier şi 60% Fe_3O_4 este redus cu siliciu la FeO [2], [3].

Cantitatea de căldură degajată în cursul procesului, calculată pe baza lui $\Delta H°$ a reacţiilor de reducere care au loc, este în cazul şarjei de mai sus de 111 432 calorii, iar efectul caloric specific, 440 kcal/kg şarjă.

Consumul de căldură pentru realizarea procesului este următorul: pentru încălzirea aliajului la 1 800°C, 98 g aliaj × 0,103 × 1 800 = = 18 100 calorii; pentru topirea aliajului, 98 g × 67,25 = 6 500 calorii; pentru încălzirea aliajului cu 50°C mai sus de punctul de topire, 98 g × 0,12 × 50 = 590 calorii; pentru topirea şi încălzirea zgurei pînă la 1 850°C, 155 × 550 = = 85 250 calorii; deci consumul de căldură: 18 100 + 6 500 + 590 + 88 000 = 113 190 calorii.

Rezultă că, în proces, se consumă 113 190 calorii şi se produc 111 432 calorii.

Pentru un număr de două pînă la trei şarje efectuate nu s-a putut realiza o separare a aliajului de zgură, deşi s-a utilizat şi preîncălzirea prealabilă a şarjei la temperatura de 300—350°C, după care s-a realizat amorsarea reacţiei. Aceasta ne-a condus la concluzia definitivă că realizarea procesului nu este posibilă decît cu un adaos de aluminiu în şarjă.

Obţinerea feromolibdenului din concentratele de molibden prăjite cu 60% Mo (90% MoO_3). Încercările efectuate au avut drept scop stabilirea compoziţiei optime a şarjei şi influenţa diverşilor factori în procesul de obţinere silicotermică a feromolibdenului. Pentru realizarea procesului fiind necesare 550 kcal/kg de şarjă, în cazul folosirii ca materie primă a concentratelor de molibden prăjite cu 60% Mo, s-a încercat să se înlocuiască 10, 20 şi 30% din reducătorul siliciu (ferosiliciu) cu aluminiu sub formă de pulbere.

S-a schimbat, de asemenea, cantitatea de oxizi de fier introduşi în şarjă; oxizii de fier au dat de la 30—80% din fierul necesar aliajului, diferenţa de 20—70% fiind completată cu şpan.

Calculul şarjelor în care reducerea oxizilor de fier cu molibden se realizează 10% cu Al şi 90% cu Si, fierul fiind introdus 30—80% ca oxid de fier (Fe_3O_4) şi 20—70% ca şpan şi bilanţul caloric încheiat pentru toate aceste variante au arătat că în cursul procesului se pot realiza 500 kcal/kg de şarjă.

În cazul cînd reducerea oxizilor de fier şi molibden din şarjă se realizează 20% cu Al şi 80% cu Si, în cursul procesului se obţin 550 kcal/kg de şarjă, indiferent dacă fierul este introdus în şarjă 30% sau 80% sub formă de oxid de fier.

În cazul reducerii oxizilor de fier şi molibden din şarjă 30% cu Al şi 70% cu Si, în cursul procesului se realizează 600 kcal/kg de şarjă.

În cursul încercărilor s-au studiat : influenţa adaosului de fier în şarjă sub formă de oxizi (oxid de fier) şi şpan ; influenţa înlocuirii parţiale a reducătorului siliciu cu aluminiu ; influenţa adaosului de CaO în şarjă.

Încercările s-au efectuat pe şarje de 500 g molibdenit prăjit în creuzete de grafit, folosind metoda cu amorsarea reacţiei. Amorsarea reacţiei s-a realizat cu un amestec format din trei părţi BaO_2 (6 g) şi cinci părţi Al pulbere (10 g).

Oxidul de fier şi ferosiliciul au fost măcinaţi la o granulaţie apropiată de granulaţia concentratului de molibden prăjit, aproximativ 60 ochiuri/ţol. Pulberea de aluminiu folosită a avut o granulaţie de 0,2—0,3 mm diametrul, iar şpanul s-a introdus sub formă de bucăţi mici.

Durata reacţiei de reducere pentru şarjele amintite a variat de la 50 la 60 s. Sfîrşitul reacţiei este marcat de încetarea fierberii zgurei. După terminarea reacţiei, zgura rămîne fluidă încă trei pînă la patru minute în care timp are loc colectarea picăturilor de aliaj.

Din încercările efectuate, 30 pînă la 80% din fierul necesar formării feroaliajului s-au obţinut prin reducerea oxidului de fier din şarjă, iar diferenţa de 70 pînă la 20% s-a obţinut din şpanul adăugat în şarjă.

În diagramele din figura 6 sînt prezentate rezultatele încercărilor efectuate şi în ele se poate urmări influenţa introducerii fierului în diferite proporţii, sub formă de oxizi şi sub formă de şpan, asupra randamentului de extracţie a molibdenului şi asupra conţinutului de molibden în aliaj, în cazul reducerii oxizilor din şarjă, 10% cu Al şi 90% cu Si.

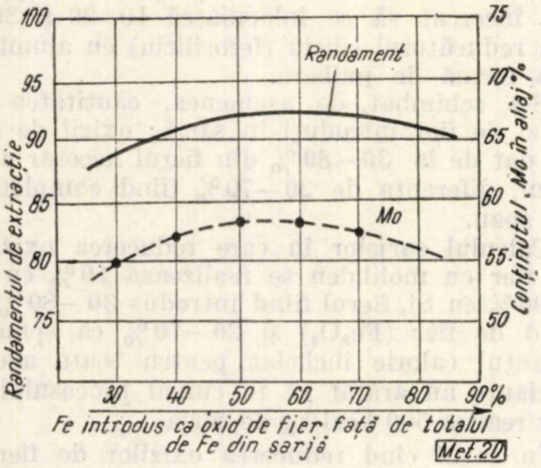


Fig. 6

Din analiza diagramelor prezentate în figura 6 rezultă o creştere a randamentului de trecere a molibdenului în aliaj de la 89% pînă la 91,5—92,5%, o dată cu creşterea procentului de fier obţinut prin reducerea oxidului de fier de la 30—70%. În aceleaşi condiţii, conţinutul de molibden în aliaj creşte, de asemenea, de la 55 pînă la 58—59%.

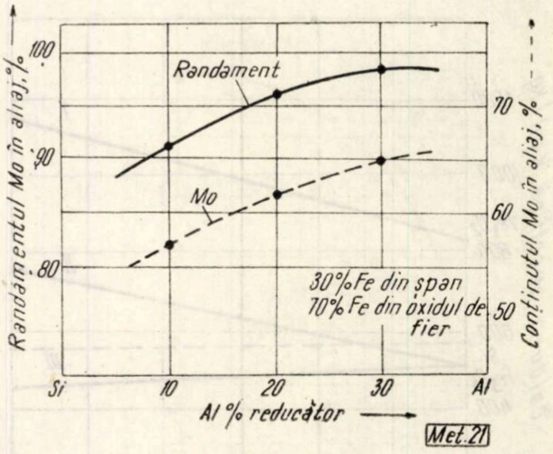


Fig. 7

Rezultă că, pentru obţinerea unui feromolibden cu randamente bune, conform standardelor, trebuie ca 50—70% din fierul aflat în aliaj să provină din reducerea oxidului de fier.

Reducerea oxizilor de molibden şi fier din şarjă s-a realizat 10—30% cu aluminiu şi 70—90% cu siliciu (ferosiliciu). În diagramele din figura 7 se arată influenţa adaosului de aluminiu în şarjă asupra randamentului de extracţie a molibdenului şi asupra conţinutului de molibden în aliaj.

Se vede că înlocuirea reducătorului siliciu (ferosiliciu) în proporţie de 10—30% cu aluminiu conduce la creşterea randamentului de extracţie a molibdenului în aliaj de la 91,5—98%; în aceleaşi condiţii, conţinutul de molibden în aliaj creşte, de asemenea, de la 56—65%.

Acest fapt se explică datorită accelerării reacţiei de reducere şi creşterii efectului caloric al procesului de la 500 la 600 kcal/kg de şarjă, ceea ce dă posibilitatea de a se menţine zgura fluidă un timp mai îndelungat (de la 1—2 pînă la 4—5 min).

Rezultă că, pentru realizarea procesului de obţinere a feromolibdenului cu randament de peste 96% pentru molibden, reducerea oxizilor de molibden şi fier din şarjă trebuie să se realizeze 20—30% cu Al şi 70—80% cu Si.

Atît pentru legarea bioxidului de siliciu şi deplasarea reacţiei de reducere spre dreapta, cît şi pentru fluidificarea zgurei, s-a adăugat în şarjă oxid de calciu.

Influenţa variaţiei procentului de CaO adăugat în şarjă (în raport cu molibdenitul prăjit) asupra randamentului de extracţie a molibdenului în aliaj şi asupra conţinutului de MoO_3 în zgură este prezentată în diagramele din figura 8.

Din analiza diagramelor prezentate în figura 8 rezultă: randamentul de extracție a molibdenului în aliaj, în cazul folosirii ca reducător 30% Al și 70% Si, crește de la 94—99% o dată cu creșterea adaosului de var de la 2—10%

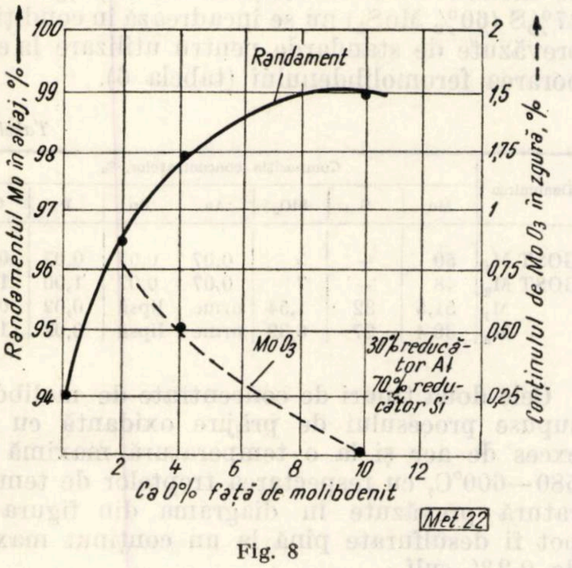


Fig. 8

în raport cu molibdenitul prăjit din șarjă. Conținutul de MoO_3 în zgură scade de la 0,75% pînă la urme în cazul creșterii adaosului de CaO de la 2—10% față de molibdenitul din șarjă.

Rezultă că reducerea oxizilor din șarjă cu Al în proporție de 30% și cu Si în proporție de 70% dă posibilitatea folosirii unui adaos de 10% CaO în raport cu molibdenitul din șarjă, fără a strica bilanțul caloric, și a obținerii unor randamente de 99% pentru molibden.

În concluzie, rezultă că realizarea procesului de obținere a feromolibdenului din concentratele de molibdenit prăjite cu un conținut de 90% MoO_3, cu randamente de 98—99% pentru molibden și cu obținerea unor zgure cu maximum 0,75% MoO_3, este posibilă fără un aport de căldură din afară, dacă procesul se conduce în următoarele condiții: reducerea oxizilor de molibden și fier din șarjă să se realizeze astfel: 20—30% cu Al și 70—80% cu Si (ferosiliciu); fierul necesar formării aliajului să se obțină astfel: 50—70% prin reducerea oxidului de fier cu Al și Si; să se lucreze cu un adaos de 4—10% CaO în șarjă în raport cu molibdenitul prăjit.

Obținerea feromolibdenului din concentratele prăjite cu 58,5 MoO_3. Rezultatele obținute în încercările efectuate pentru obținerea feromolibdenului din molibdenit prăjit cu 90% MoO_3 au arătat că realizarea procesului silicotermic nu este posibilă fără un aport suplimentar de căldură, dacă nu se produc din reacțiile de reducere 500—550 kcal/kg de șarjă.

Calculul șarjei și al efectului caloric, pentru molibdenit cu 58,5% MoO_3, a arătat că, pentru realizarea a 500—550 kcal/kg de șarjă, reducerea oxizilor de Mo și Fe din șarjă trebuie să se efectueze 30—40% cu Al și 60—70% cu Si. S-a lucrat cu un adaos de oxid de fier care să producă, prin reducere, 70% din fierul necesar formării aliajului.

Pentru realizarea unui surplus de calorii care să echilibreze pierderile de căldură, datorită adaosului de var, s-a lucrat cu un exces de oxid de fier față de cantitatea reieșită din calcul, care s-a redus 30—40% cu aluminiu și 60—70% cu siliciu. Încercările s-au efectuat în creuzete din tablă cu fund demontabil, căptușite cu cărămizi refractare, pe șarje de 1 000 și 2 000 g molibdenit prăjit, folosind metoda cu amorsarea reacției. Durata reacției unei șarje de 1 000 g molibdenit prăjit și cu o greutate totală de 2 000 g a variat între 1'—1'20''. Durata unei șarje de 2 000 g molibdenit și cu o greutate totală de 4 000 g a variat între 1'30''—2'.

S-au studiat: influența variației procentului de Al reducător; influența excesului de oxid de fier în șarjă; influența adaosului de CaO în șarjă.

Influența variației procentului de aluminiu reducător și a excesului de oxid de fier în șarjă asupra randamentului de extracție a molibdenului în aliaj și asupra conținutului de molibden în aliaj este prezentată în diagramele din figura 9.

Se vede că mărirea procentului de aluminiu reducător de la 30—40% din totalul de reducător determină o creștere a randamentului de extracție a molibdenului în aliaj de la 90,5—97,5%. În aceleași condiții crește și conținutul de molibden în aliaj de la 57 la 61%.

Un exces de 20% oxid de fier conduce la o creștere a randamentului de extracție a molibdenului în aliaj pînă la 98% (de la 96—97%) în cazul reducerii oxizilor din șarjă în proporție de 35—40% cu aluminiu și 60—65% cu siliciu.

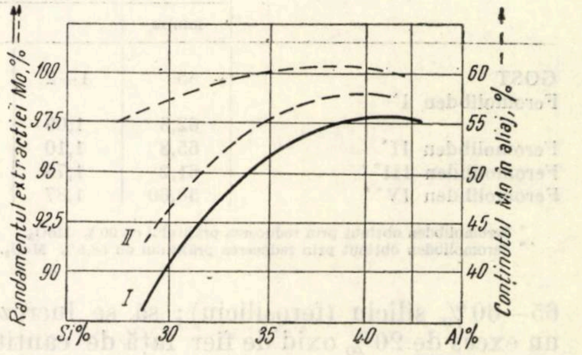


Fig. 9

Influența adaosului de CaO în șarjă este prezentată în diagrama din figura 10.

Se constată că mărirea procentului de oxid de calciu în șarjă de la 4—12,5% (în raport cu molibdenitul prăjit din șarjă) conduce la o creștere a randamentului de extracție a molibdenului în aliaj de la 91% la 97,5—98%, în cazul cînd reducerea oxizilor din șarjă se realizează 40% cu Al și 60% cu Si.

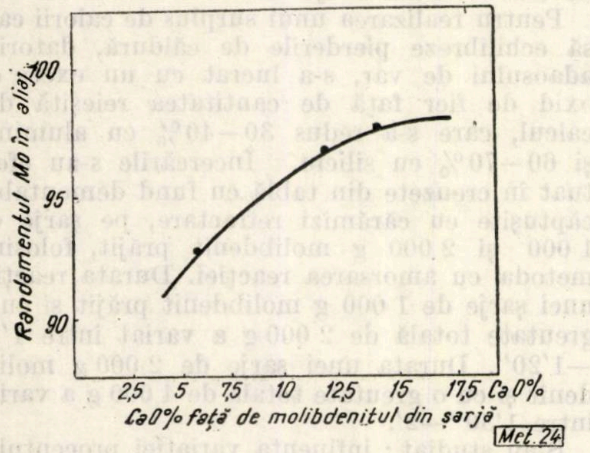


Fig. 10

Creșterea randamentului de extracție a molibdenului în aliaj se datorește fluidizării zgurei și deplasării reacțiilor de reducere a trioxidului de molibden pînă la molibden, prin legarea bioxidului de siliciu și aluminiu rezultat.

Rezultă că realizarea procesului de obținere a feromolibdenului din concentratele de molibden prăjite cu un conținut de 58,5% MoO_3, cu randamente de extracție de 98% pentru molibden și cu obținerea unor zgure cu 0,75% MoO_3, este posibilă fără un aport de căldură din afară, dacă se lucrează în următoarele condiții : reducerea oxizilor de molibden și fier să se realizeze 35—40% cu aluminiu și 65—60% siliciu (ferosiliciu) ; să se lucreze cu un exces de 20% oxid de fier față de cantitatea teoretică reieșită din calcul ; să se adauge în șarjă 10—12,5% CaO în raport cu molibdenitul prăjit.

Concluzii asupra procesului de obținere a feromolibdenului din concentratele indigene de molibden. Concentratele de molibden obținute prin prepararea minereurilor de molibden indigene sînt de două tipuri. Concentratul de molibden M_1 cu un conținut de 51,5% Mo și 32% S (85% MoS_2) se încadrează în condițiile prevăzute de standarde pentru utilizare la elaborarea feromolibdenului. Concentratul de molibden cu un conținut de 36,4% Mo și 27%S (60% MoS_2) nu se încadrează în condițiile prevăzute de standarde pentru utilizare la elaborarea feromolibdenului (tabela 6).

Tabela 6

Denumirea	Compoziția concentratelor, %						
	Mo	S	SiO_2	As	Sn	P	Cu
GOST M_1	50	—	5	0,07	0,07	0,07	0,8
GOST M_2	48	—	7	0,07	0,07	1,00	1,5
M_1	51,5	32	1,54	urme	lipsă	0,02	0,61
M_2	36,4	27	6,39	urme	lipsă	0,02	1,81

Cele două tipuri de concentrate de molibden supuse procesului de prăjire oxidantă cu un exces de aer și la o temperatură maximă de 580—600°C, cu respectarea treptelor de temperatură prevăzute în diagrama din figura 3, pot fi desulfurate pînă la un conținut maxim de 0,2% sulf.

Prăjitul obținut în cazul prelucrării concentratului cu 51,5% Mo are un conținut de 90% MoO_3 și un conținut maxim de 0,08—0,2% S. Prăjitul obținut în cazul prelucrării concentratului de molibden cu 36,4% Mo are un conținut de 58,5% MoO_3 și de 0,2% S.

Din cele două tipuri de concentrate de molibden prăjite, în amestec cu oxizi de fier și șpan, se poate obține, folosind ca reducător 20—40% Al și 60—80% Si, un feromolibden care corespunde condițiilor impuse de standarde pentru utilizare în industria siderurgică (tabela 7).

Tabela 7

Denumirea	Compoziția feromolibdenului, %								
	Mo	Si	Cu	Fe	P	S	C	Sb	Sn
	minim	maxim							
GOST	55	1—2	0,8	—	0,20	0,1	0,2	0,1	0,1
Feromolibden I*			1,5			0,2			
	62,3	1,09	0,54	34	0,05	0,06	0,2	—	—
Feromolibden II*	65,3	1,10	0,60	34	0,005	0,08	0,07	—	—
Feromolibden III**	61,2	1,78	1,22	35	0,006	0,15	0,20	—	—
Feromolibden IV**	58,60	1,87	1,86	38	0,007	0,15	0,20	—	—

* Feromolibden obținut prin reducerea prăjitului cu 90% MoO_3.
** Feromolibden obținut prin reducerea prăjitului cu 58,5% MoO_3.

În cazul folosirii concentratului de molibden prăjit cu un conținut de 90% MoO_3, elaborarea feromolibdenului prin procesul silicotermic se realizează cu un randament de extracție de 98—99% pentru molibden ; zgurele obținute în aceste condiții au urme de molibden.

În cazul folosirii concentratului de molibden prăjit cu un conținut de 58,5% MoO_3, se poate realiza elaborarea feromolibdenului prin procesul silicotermic cu un randament de extracție a molibdenului în aliaj de 98%; zgurele obținute au un conținut de maximum 0,75% MoO_3. Consumurile specifice (kg/t) realizate sînt comparabile cu cele obținute în alte țări, în afară de consumul de aluminiu care este mai ridicat (tabela 8).

Tabela 8

Materialul	U.R.S.S.	R.D.G.	ICECHIM	
			Experiența I	Experiența II
Molibdenit prăjit cu 90% MoO_3	1 020	1 010	1 060	
Molibdenit prăjit cu 58,5% MoO_3	—	—	—	1 600
Ferosiliciu cu 76% siliciu	360	345	300	330
Aluminiu pulbere	50	60	110	200
Oxid de fier	300	260	350	800
Șpan	230	215	190	96
Var	50	150	42	200
Fluorură de calciu	40	20	40	48

Consumul de aluminiu va putea fi scăzut în cazul în care se va lucra pe șarje mai mari, unde, după cum indică literatura [1], [2], [3], vor fi necesare numai 500 kcal/kg de șarjă și reducerea se va putea realiza cu 10% Al și 90% Si în cazul concentratelor de molibden bogate, și cu 30—35% Al și 65—70% Si în cazul prelucrării concentratelor de molibden sărace (58,5% MoO_3).

În cazul folosirii unui molibdenit prăjit cu 58,5% MoO_3 necorespunzător standardelor, consumurile realizate pe tona de feromolibden de 1 600 kg revin la 1 100 kg molibdenit cu 90% MoO_3, deci un consum apropiat de consumul realizat în încercările noastre cu molibdenit prăjit cu 90% MoO_3 și puțin mai ridicat decît cel realizat la scară industrială în alte țări.

[1] *Eliutin V. P., Pavlov A., Levin E. B.* Industria aliajelor de fier. Moscova, Metalurghizdat, 1951. [2] *Dürrer și Volkert.* Industria aliajelor de fier. Berlin, 1956. [3] *Eliutin V. P. Pavlov A., Levin E. B.* Industria aliajelor de fier. Moscova, Metalurghizdat, 1957. [4] *Killeffer I.* Molibdenul și compușii săi și tehnologia de obținere. New-York London, Interscience Publisher, 1952. [5] *Northcott D. S.* Molibdenul. Londra, Bulterworths Scientific Publisher, 1956. [6] *** Molibdenul și compușii săi. In: L'Usine nouvelle, nr. 6, 1955. [7] *** Molibdenul și compușii săi. In: L'industrie chimique, iunie, 1955.

CZ 669.112.227.33

Contribuții la cunoașterea procesului de transformare izotermă a austenitei în domeniul Ar''

Ing. TRAIAN DUMITRESCU, ing. CONSTANTIN ȘT. IONESCU și ing. MARIA SOLACOLU
Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R.

Cercetarea transformării austenitei s-a făcut, pînă nu de mult, exclusiv în funcție de viteza de răcire, folosindu-se pentru înregistrarea rezultatelor metoda microscopică. Pe această cale a fost posibilă cunoașterea structurilor perlitice și martensitice, procesul de formare a acestora și condițiile de răcire în care aceste structuri apar separat sau în amestec.

Ferita, perlita, cu diferite grade de finețe, și martensita erau singurii constituenți cunoscuți și nu se întrevedea posibilitatea formării unui alt constituent de călire. Totuși, în multe oțeluri aliate apăreau structuri care nu puteau fi încadrate în nici una din structurile cunoscute.

Aceste structuri se formează într-un interval de temperaturi cuprins între intervalul perlitic și cel martensitic, cunoscut în prezent ca intervalul Ar'' sau intervalul bainitic.

Acest domeniu nu a putut fi cunoscut decît ca urmare a cercetării transformării austenitei la temperatură constantă, în intervalul subcritic, folosind, pentru înregistrarea rezultatelor și urmărirea procesului de transformare, fie una dintre metodele: microscopică, dilatometrică sau magnetică, fie metoda microscopică asociată cu una dintre celelalte două metode de cercetare.

Cercetarea transformării austenitei la temperatură constantă, în intervalul subcritic, constituie un mijloc prețios care, pînă în prezent, a făcut posibilă realizarea de progrese remarcabile în domeniul tratamentelor termice, atît din punct de vedere științific, cît și practic.

Astfel, a devenit posibilă cunoașterea cineticii formării constituenților la orice temperatură în domeniul subcritic și stabilirea unor relații bine definite între temperatură, durata transformării și structurile rezultate, concretizate în diagramele TTT — transformare-temperatură-timp.

Pe această cale fiind posibilă explorarea întregului interval subcritic, inclusiv a intervalului Ar'', au fost puse în evidență structuri noi, cu caracteristici proprii în ceea ce privește procesul de formare, aspectele micrografice și proprietățile fizico-mecanice, cunoscute sub denumirea de structuri intermediare sau bainitice.

Diagramele TTT, combinate cu curbele de răcire stabilite pe epruvete de diferite dimensiuni, furnizează, de asemenea, date orientative, suficient de apropiate de realitate, cu privire la procesul de transformare a austenitei la răcire continuă.

Din punct de vedere practic, diagramele TTT constituie baza pentru stabilirea condițiilor de tratamente termice izoterme, tratamente aplicabile pieselor cu dimensiuni mici, din oțeluri carbon sau oțeluri puțin aliate, și pentru piese cu dimensiuni medii din oțeluri mult aliate. Diagramele TTT pot fi folosite cu succes la stabilirea condițiilor de lucru pentru tratamentele termice clasice, cu răcire continuă, ca în alegerea mediilor de răcire, în conducerea răcirii pentru evitarea tensiunilor interne mari și deformării pieselor și pentru stabilirea, în cazul unui oțel anumit, a secțiunii maxime ce se poate trata termic în anumite condiții de răcire.

Cercetarea transformării izoterme a austenitei a condus, în plus, la introducerea de noi procese tehnologice de tratament termic, care dau, în general, rezultate superioare celor obținute prin procedeele clasice, atît în ceea ce privește proprietățile fizico-mecanice, cît și cu privire la posibilitățile de evitare a crăpăturilor, menținerea formei și dimensiunilor pieselor.

La Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R. se studiază transformările care au loc la temperatură constantă în oțelurile de fabricație romînească, urmărindu-se, pe de o parte, prin stabilirea diagramelor TTT să se pună la îndemîna inginerilor un instrument științific de stabilire a condițiilor de tratamente termice, iar pe de altă parte, să se aducă o contribuție în direcția lămuririi unor aspecte de ordin științific, legate de transformarea izotermă a austenitei.

În această lucrare se prezintă cîteva din rezultatele obținute în legătură cu cinetica transformării austenitei în domeniul Ar'' și cu formarea și caracteristicile micrografice ale constituenților din același domeniu [1], [2].

Cinetica transformării austenitei în domeniul Ar'' Agregatul acicular de ferită și carburi, cunoscut, în general, sub numele de bainită, se formează atît în oțelurile carbon, cît și în cele aliate, prin transformarea izotermă a austenitei în intervalul Ar'', cît și la răcire continuă, cu anumite viteze de răcire, în același interval de temperatură. Bainita formată în oțelurile carbon în partea superioară a intervalului Ar'' — sub cotul perlitic din diagrama TTT — diferă în raport cu bainita formată în partea inferioară a intervalului Ar'', în apropierea temperaturii Ms, în ceea ce privește aspectul microstructural și comportarea față de reactivii metalografici. Din acest motiv, în literatura de specialitate se face distincție între cele două bainite, denumindu-le bainită superioară și bainită inferioară. Bainita superioară constă din plăcuțe de ferită și precipitări de carburi, iar bainita inferioară se aseamănă cu martensita de revenire, deosebindu-se de aceasta prin faptul că, pentru același oțel, bainita este mai fină decît martensita revenită la aceeași temperatură [3], [4]. Plăcuțele de ferită din bainită superioară dintr-un grăunte de austenită au aceeași orientare [5] și particulele de carburi sînt dispuse paralel cu axa mare a lamelelor de ferită [6]. Plăcuțele de ferită din bainita inferioară au o distribuție întîmplătoare [5], relațiile cristalografice cu austenita fiind cele descrise de Kurdiumov și Sachs [9].

Ko și Cottrell au arătat că, pentru o anumită compoziție chimică a oțelului, caracteristicile structurale ale bainitei variază gradat cu temperatura la care are loc reacția de formare a bainitei [3]. Cercetările efectuate însă cu microscopul electronic asupra structurilor bainitice au permis a se stabili că schimbarea caracteristicilor structurale ale bainitei nu are loc gradat cu temperatura, ci se produce într-un interval de temperatură relativ îngust, și anume între 310 și 350 °C [7], [8].

Radcliffe și Rollason [8], plecînd de la această constatare, au presupus că la temperaturi superioare și inferioare intervalului 310—350°C, mecanismul transformării austenitei în bainită trebuie să fie diferit. Acești autori, studiind un oțel cu 0,65%C și trei aliaje pure fier-carbon cu 0,77, 1,07 și 1,20%C, au constatat că valorile rezistivității electrice ale bainitei și perlitei diferă apreciabil la temperaturi mai mici de 350°C. Pentru temperaturi mai mari de 350°C, valorile rezistivității electrice pentru bainită și perlită diferă puțin, cu o valoare aproape constantă pentru oțelul carbon și sînt identice pentru aliajele pure Fe-C, indiferent de conținutul în carbon. În timpul determinărilor curbelor cineticii transformării austenitei în bainită sub 350°C s-a observat, ca fenomen însoțitor, o creștere a lungimii epruvetelor, manifestată prin curbarea lor. Pe baza curbelor cineticii transformării austenitei în bainită, autorii menționați calculează valorile constantei n, din ecuația lui Zener, în funcție de temperatură, stabilind că valorile lui n se schimbă brusc în jurul temperaturii de 350°C. Aceiași autori, calculînd energiile de activare, constată că valorile energiilor de activare, indiferent de compoziția aliajului Fe-C, la temperaturi mai mari de 350°C, depășesc de două ori valorile energiei de activare sub 350°C. La rezultate similare ajung și alți cercetători, prin aceleași metode de investigație [9].

P. Vasudevan, W. Graham și Y. Axon [10], studiind un oțel carbon cu 0,97%C, stabilesc, de asemenea, că la temperatura de 350°C are loc o modificare a procesului de transformare a austenitei în bainită, pusă în evidență de schimbarea amplitudinii dilatației, valorii energiei de activare și conținutului de carbon din ferită. În intervalul 350°C—Ms, dilatația și conținutul în carbon cresc continuu. În vecinătatea temperaturii Ms, dilatația atinge valori duble față de dilatația bainitei superioare, iar conținutul în carbon al feritei se ridică pînă la 0,3 %, în timp ce ferita din bainita superioară nu dizolvă carbonul. Calculînd energiile de activare, autorii găsesc pentru bainita superioară valoarea de 34 000 cal/mol, iar pentru bainita inferioară, valoarea de 14 000 cal/mol.

Modificarea procesului de formare a bainitei în jurul temperaturii de 350°C este pusă în evidenţă, în plus, de schimbarea alurii curbelor din diagramele TTT şi a aspectelor microstructurale, după cum au arătat, cu mici deosebiri, o serie de cercetători [8], [9], [10], [11], [12], [13].

Plecînd de la cunoştinţele actuale, relativ restrînse, asupra cineticii transformării izoterme a austenitei în bainită, ne-am propus a aduce completări şi noi precizări asupra procesului de formare a bainitei în unele oţeluri aliate şi nealiate.

Condiţiile de lucru. Transformarea austenitei în bainită a fost studiată pe cale dilatometrică cu o instalaţie cu sensibilitate mare [14] pentru două oţeluri carbon şi două oţeluri aliate, dintre care unul este aliat cu crom, siliciu şi vanadiu, iar celălalt, cu siliciu. Compoziţiile chimice ale oţelurilor sînt arătate în tabela 1. Epruvetele folosite au avut dimensiunile : diametrul de 1,5 mm şi lungimea de 13 mm. Epruvetele au fost recoapte timp de 8 ore la 925°C, în vid, cu răcire în cuptor. Structura epruvetelor în secţiune a fost omogenă şi lipsită complet de decarburare. Mărimea grăunţilor ereditari, determinată prin metoda cementării, corespunde, după STAS 5490—56, punctajului 6—7 pentru oţelurile carbon şi punctajului 7—8 pentru cele aliate.

Încălzirea pentru austenitizare a fost efectuată pentru toate oţelurile la temperatura de 850°C, timp de 15 min. Mărimea grăunţilor reali, în aceste condiţii de austenitizare, a corespuns punctajului 8 pentru oţelurile aliate.

Tabela 1

Calitatea oţelului	C. %	Mn. %	Si. %	Cr. %	Ni. %	Cu. %	V. %	P. %	S. %
OSC8	0,80	0,32	0,28	0,04	0,06	0,16	—	0,018	0,008
OSC9	0,93	0,22	0,26	0,06	0,02	0,15	—	0,017	0,012
Arc 1	0,59	0,68	1,74	1,06	0,04	0,16	0,14	0,017	0,008
Arc 4	0,55	0,77	1,74	0,06	0,04	0,12	—	0,022	0,010

Pentru austenitizare şi descompunere izotermă au fost folosite băi de metale topite. Pentru asigurarea unei uniformizări rapide a temperaturii băii şi epruvetelor, cît şi a temperaturii în secţiunea epruvetelor, tuburile de cuarţ ale dilatometrului au fost prevăzute cu deschideri largi pentru realizarea unui contact intim şi rapid între epruvetă şi baia metalică. Reglarea şi menţinerea temperaturii de austenitizare au fost efectuate cu o precizie de ±5°C, iar a temperaturii de transformare a austenitei au fost făcute cu o precizie de ±1°C.

Rezultatele obţinute. În figura 1 sînt prezentate curbele cineticii transformării izoterme a austenitei, obţinute dilatometric şi microscopic, la diferite temperaturi în intervalul Ar'', pentru cele patru oţeluri studiate. Se constată că, pentru fiecare oţel, dilataţia epruvetelor provocată de descompunerea completă a austenitei sau chiar de descompunerea parţială a austenitei, ca în cazul oţelului Arc 1, creşte pe măsură ce reacţia bainitică se desfăşoară la o temperatură mai mică.

Variaţia valorilor dilataţiei epruvetelor în funcţie de temperatura reacţiei bainitice este reprezentată pentru fiecare oţel separat în diagramele din figurile 2 şi 3.

Se constată că dilataţia produsă de transformarea austenitei în bainită creşte liniar pînă la o anumită temperatură şi apoi, într-un interval de temperatură, a cărui extindere este funcţie de natura oţelului, are loc un salt în creşterea valorilor dilataţiei. Mai departe, pe măsură ce temperatura scade, valorile dilataţiei cresc din nou în mod liniar, însă cu alt coeficient de creştere faţă de prima parte a intervalului de temperaturi studiate. Pentru oţelul carbon OSC 8, cu 0,80 % carbon, saltul în variaţia creşterii dilataţiei epruvetelor se plasează în intervalul 370—320°C, iar oţelul OSC 9, cu 0,93 % carbon, prezintă saltul în variaţia dilataţiei în intervalul 370—330°C. Pentru oţelul hipoeutectoid aliat cu Cr—Si—V, Arc 1, saltul se manifestă în intervalul 380—345°C, iar pentru oţelul hipoeutectoid aliat cu siliciu, Arc 4, saltul se produce între 395—340°C.

În tabela 2 sînt prezentate valorile dilataţiei epruvetelor în funcţie de temperatura de formare a bainitei. Se observă că valorile dilataţiei în

Tabela 2

Oţelul OSC 8		Oţelul OSC 9		Oţelul Arc 1		Oţelul Arc 4	
Temperatura reacţiei bainitice, °C	Dilataţia, μ	Temperatura reacţiei bainitice, °C	Dilataţia, μ	Temperatura reacţiei bainitice, °C	Dilataţia, μ	Temperatura reacţiei bainitice, °C	Dilataţia, μ
405	33,5	420	37,5	390	Transformări incomplete	440	44,0
350	35,0	403	40,0			420	65,0
380	36,5	370	42,5	380	43,0	400	46,5
370	38,5	330	64,0	345	61,0	380	54,5
335	51,0	270	76,0	320	63,0	360	65,0
320	57,5	230	84,5	280	66,5	310	75,0
295	62,5	—	—	—	—	300	78,0
240	68,0	—	—	—	—	280	80,0

domeniile bainitei inferioare sînt aproximativ de 1,5—2,3 ori mai mari decît cele din domeniul bainitei superioare.

Dilatația epruvetelor în procesul de descompunere izotermă a austenitei în bainită, indiferent de temperatura la care se desfășoară procesul, este consecința transformării rețelei cristaline a soluției solide γ în rețeaua soluției solide α. Existența unui salt în variația dilatației într-un anumit interval de temperatură demonstrează că soluția solidă α se modifică sensibil. Această schimbare a soluției solide α nu poate fi pusă în legătură decît cu variația capacității soluției α de a dizolva carbonul. Reiese că ferita formată la temperaturi mai mici de 320°C dizolvă o cantitate de carbon cu mult mai mare decît ferita formată la temperaturi mai mari de 380°C. Este de remarcat că variația capacității feritei de a dizolva carbon se desfășoară rapid într-un interval de temperatură relativ restrîns.

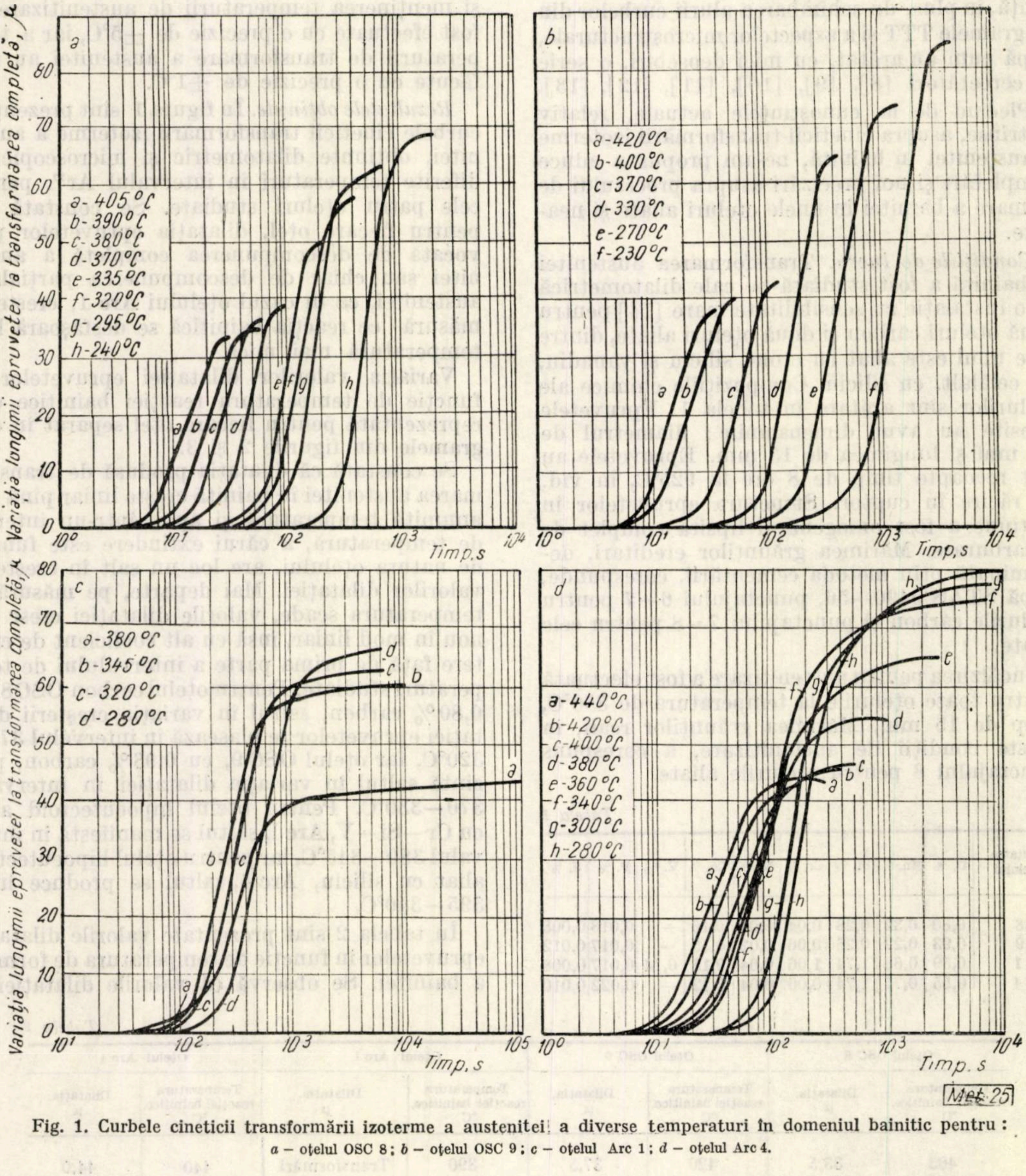


Fig. 1. Curbele cineticii transformării izoterme a austenitei a diverse temperaturi în domeniul bainitic pentru: *a* — oțelul OSC 8; *b* — oțelul OSC 9; *c* — oțelul Arc 1; *d* — oțelul Arc 4.

O variație în capacitatea feritei de a dizolva carbonul în funcție de temperatură a fost constatată și de alți cercetători [15], [16].

G. Sirovich [15], studiind dilatația cubică a fierului pur la încălzire și răcire continuă, a stabilit că la temperatura de circa 370°C, fierul α_1 trece în fierul α_2 și că fierul α_1, caracteristic temperaturilor mai mici de 370°C, dizolvă carbon, în timp ce fierul α_2 nu dizolvă carbonul.

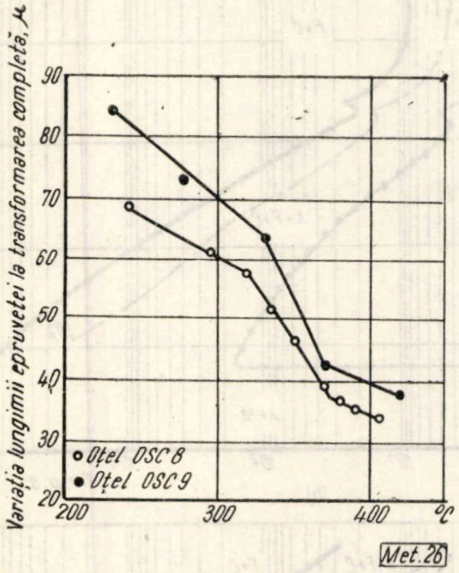


Fig. 2. Variația lungimii epruvetelor la transformarea izotermă a austenitei la diverse temperaturi în domeniul bainitic pentru oțelurile OSC 8 și OSC 9.

Studiind dilatometric transformările care au loc la încălzire și răcire, în oțeluri diferit tratate termic, s-a constatat [16] o anomalie dilatometrică în jurul punctului Sirovich, care s-a explicat, de asemenea, prin variația solubilității carbonului în ferită în funcție de temperatură.

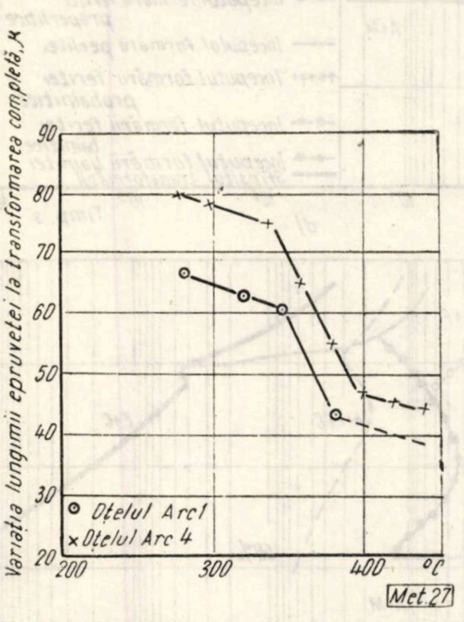


Fig. 3. Variația lungimii epruvetelor la transformarea izotermă a austenitei la diverse temperaturi în domeniul bainitic pentru oțelurile Arc 1 și Arc 4.

O. Bolgiu, M. Bolgiu și Tr. Negrescu [17], studiind dilatația unui fier cu puritate înaintată la încălzire, au găsit o serie de variații ale coeficientului de dilatație a fierului. Dintre acestea, una se extinde în intervalul 346—407°C și corespunde punctului lui Sirovich. Bazați pe date experimentale obținute pe diferite căi de investigație, aceiași autori au ajuns la concluzia că „modificările constatate sînt datorite unor schimbări corespunzătoare în structura atomilor de fier".

În prezent, este acceptată opinia că, cu cît sînt mai mari forțele de legătură, cu atît este mai mic coeficientul de dilatație [18]. Ca urmare, în cazul transformării austenitei în bainită , coeficientul de dilatație crescînd brusc în intervalul 380—320°C (figurile 2 și 3) rezultă că și forțele interatomice sînt mici, ceea ce favorizează solubilitatea carbonului în fierul α.

Din datele experimentale obținute reiese în mod evident că bainita inferioară se deosebește esențial de bainita superioară, formată la temperaturi mai mari de 380°C, prin faptul că ferita din bainita inferioară dizolvă carbon, iar ferita din bainita superioară nu dizolvă carbon și este deci identică cu ferita din perlită.

Această deosebire reflectă și o modificare a procesului de formare a bainitei inferioare față de cel de formare a bainitei superioare.

Putem deci admite că în procesul de formare a bainitei superiore, separarea plăcilor de ferită este însoțită de difuziunea carbonului în austenită și concentrarea carbonului în regiunile din austenită învecinate cu plăcile de ferită. Procesul nu se poate continua decît în urma îndepărtării carbonului din austenita îmbogățită în carbon, întrucît, ca urmare a creșterii conținutului de carbon, stabilitatea austenitei crește. Îndepărtarea carbonului și desfășurarea în continuare a procesului de formare a bainitei au loc prin precipitarea carburilor în austenită.

În bainita inferioară ferita se separă ca o soluție suprasaturată în carbon, ceea ce produce creșterea volumului regiunilor de austenită transformată. Presiunea opusă de masa de austenită netransformată împiedică creșterea plăcilor de ferită. Pentru continuarea procesului este necesară micșorarea acestei presiuni, ceea ce se realizează prin difuziunea carbonului și precipitarea carburilor în ferită. În cele din urmă însă ferita din bainita inferioară reține carbon în soluție pînă la o limită care este funcție de compoziția oțelului și temperatura la care se formează bainita.

Diagramele TTT construite pe baza curbelor cineticii transformării izoterme a austenitei în intervalul Ar" sînt arătate în figura 4.

Se constată că în diagrama 4,d a oțelului hipoeutectoid aliat cu siliciu, Arc 4, curbele prezintă o modificare evidentă de alură în intervalul 360°C—Ms, cu aspect de curbă C. În toate celelalte diagrame se observă o modificare, însă mai puțin evidentă, în alura curbelor de transformare, ca rezultat al creșterii vitezei de germinare a bainitei. Aceste modificări de

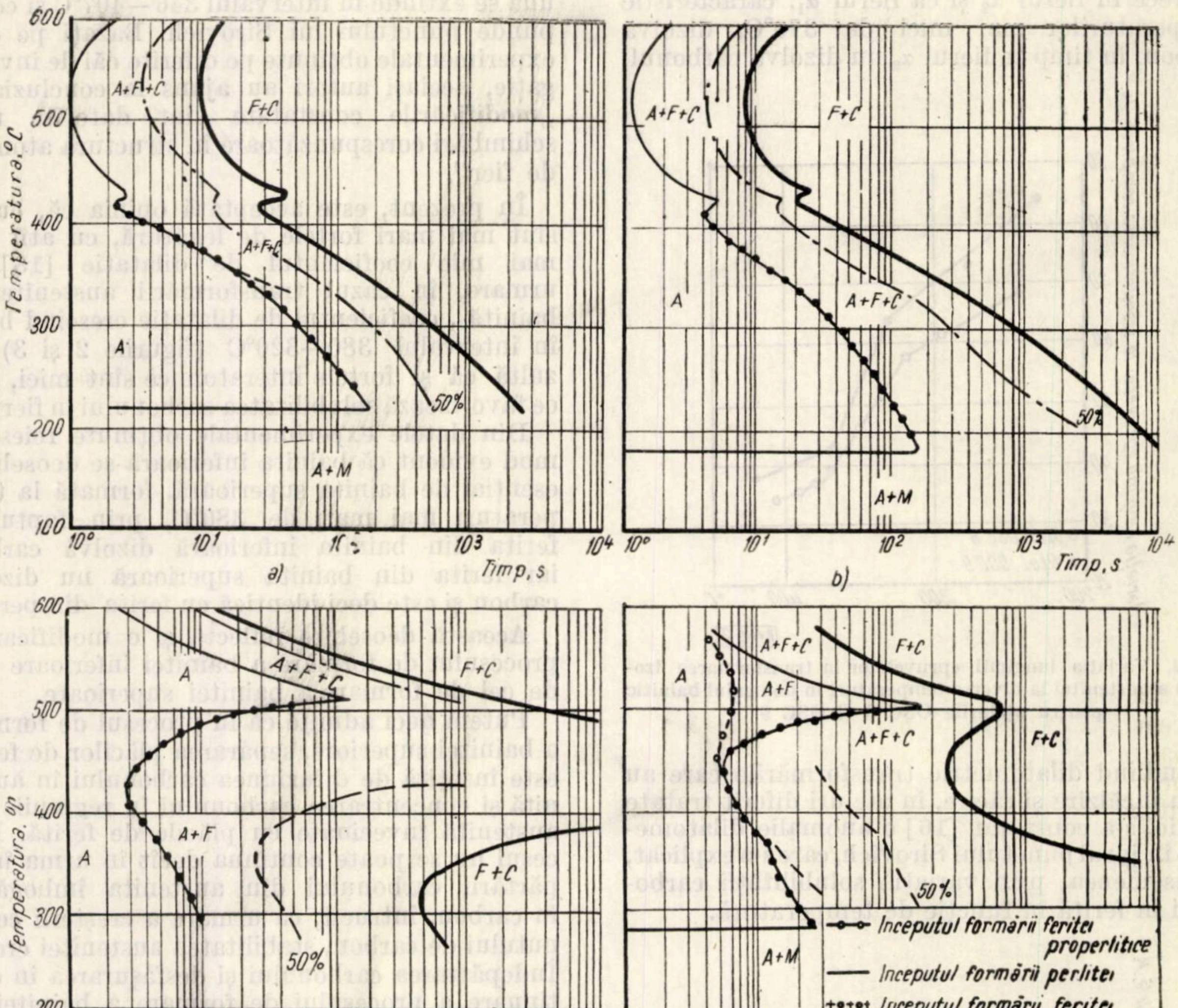


Fig. 4. Diagramele TTT în domeniul 600°C — Ms pentru :
a — oţelul OSC 8 ; *b* — oţelul OSC 9 ; *c* — oţelul Arc 1 ; *d* — oţelul Arc 4 ; *e* — oţelul Arc 2 ; *f* — oţelul Arc 5.

alură a curbelor trebuie înţelese ca schimbări faţă de prelungirea curbelor din domeniul bainitei superioare, reprezentate pe diagramă prin linii întrerupte. Începutul acestor modificări în alura curbelor se plasează în toate cazurile în intervale de temperatură în care are loc variaţia solubilităţii carbonului în ferită, care se observă net pe curbele din figurile 2 şi 3. Acestea corespund temperaturilor la care începe formarea bainitei inferioare.

Constituentul principal care se separă din austenită în intervalul Ar" este bainita. Aşa cum s-a arătat sînt cunoscuţi doi constituenţi bainitici : bainita superioară care se formează în partea superioară a intervalului bainitic şi bainita inferioară care ia naştere la temperaturi apropiate de Ms—temperatura de început de formare a martensitei.

Bainita este un agregat de ferită şi precipitări de cementită sau carburi, ferita fiind faza care iniţiază atît procesul de germinare, cît şi pe cel de creştere.

În unele oţeluri aliate, între apariţia primelor ace de ferită şi apariţia precipitărilor de carburi, există un decalaj de timp, astfel că în diagramele TTT ale acestor oţeluri apariţia feritei este marcată de o curbă distinctă.

Această ferită este cunoscută în literatura de specialitate sub denumirea de ferită probainitică, întrucît se separă înaintea bainitei.

Autorii, în cursul cercetărilor efectuate, au ajuns la ideea că în identificarea constituenţilor este necesar a se lua în considerare nu numai succesiunea în timp a separării acestora, ci şi individualitatea lor structurală atît în timpul transformării austenitei, cît şi final.

Admiţînd acest criteriu, autorii au constatat, aşa cum se va arăta mai departe, că ferita care se separă înaintea bainitei este de două tipuri distincte. Unul dintre tipuri îl constituie ferita care se separă înaintea bainitei şi care îşi păstrează individualitatea structurală în cursul transformării austenitei şi, final, bainita separîndu-se ulterior, ca un constituent cu totul distinct. Această ferită am denumit-o ferită probainitică. Al doilea tip are o individualitate structurală numai în primele momente ale transformării austenitei, iar ulterior îşi pierde treptat caracteristicile iniţiale ca urmare a precipitării carburilor, participînd împreună la constituirea bainitei. Acest al doilea tip l-am denumit ferită bainitică.

Cercetarea microstructurilor care se formează în domeniul Ar" a fost făcută pe oţelurile studiate în prima parte a lucrării — OSC 8, OSC 9, Arc 1 şi Arc 4 — şi pe alte două oţeluri de arcuri —Arc 2 şi Arc 5, oţeluri hipoeutectoide, dintre care unul este aliat cu crom şi altul cu siliciu. Compoziţiile chimice ale oţelurilor Arc 2 şi Arc 5 sînt arătate în tabela 3.

În figurile 4, e şi 4, f sînt prezentate diagramele TTT ale oţelurilor Arc 2 şi Arc 5, pentru intervalul de temperaturi 550—250°C, care cuprinde intervalul Ar".

Tabela 3

Calitatea oţelului	C. %	Mn. %	Si. %	Cr. %	Ni. %	Cu. %	S. %	P. %
Arc 2	0,55	0,86	0,28	1,00	0,06	o,10	0,010	0,016
Arc 5	0,40	0,90	1,65	0,04	0,03	0,18	0,016	0,05

În cazul oţelului Arc 2, aliat cu 1 %Cr, între 533°C şi 460°C, transformarea austenitei este iniţiată de formarea feritei. Bainita se separă în domeniul limitat de temperaturile 520°C şi 275°C. Între 533°C şi 520°C separarea feritei este urmată de separarea perlitei. La temperaturi cuprinse între 520°C şi 460°C, transformarea austenitei începe cu formarea de bainită şi apoi de perlită. Deci domeniul perlitic şi cel bainitic se suprapun în intervalul 520—460°C.

La temperaturi mai mici de 460°C, pînă la 275°C, austenita se transformă exclusiv în bainită.

În cazul oţelului Arc 5, aliat cu 1,65 % Si, între 520°C şi 510°C, domeniul Ar' şi domeniul Ar" se suprapun, transformarea austenitei fiind iniţiată de formarea feritei şi continuată de formarea bainitei şi apoi a perlitei. Intre 520°C şi 470°C, formarea feritei este urmată de separarea de bainită. Între 470°C şi 308°C, austenita se transformă exclusiv în bainită.

Constituenţii care pot să apară în domeniul Ar" la temperatură constantă sînt : ferita probainitică, ferita bainitică, bainita superioară şi bainita inferioară.

Ferita probainitică. Se constată apariţia feritei probainitice numai în oţelul Arc 2. Apare în intervalul de temperaturi în care domeniile Ar' şi Ar" se suprapun, astfel că separarea ei este urmată de separarea bainitei şi perlitei. La 510°C, după transformarea completă a austenitei, ferita se prezintă sub forma unor mici insule la limita de grăunţi, manifestînd tendinţa de formare a unei reţele (fig. 5, a). La temperatura de 475°C reţeaua de ferită este bine conturată şi în plus apare un număr mare de ace de ferită, atît la limita cît şi în interiorul grăunţilor de austenită. Acele de ferită au limite neuniforme, zimţate, şi prezintă discontinuităţi (fig. 5, b).

După cum am semnalat anterior, caracteristica principală a feritei probainitice constă în faptul că îşi păstrează individualitatea structurală, atît în timpul transformării austenitei, cît şi final.

Ferita bainitică se formează în domeniul bainitic, iniţiind transformarea austenitei. Are tendinţă de creştere aciculară, tendinţă care se accentuează cu scăderea temperaturii. Acele de ferită cresc fie la limitele grăunţilor de austenită, fie în interiorul lor, grupate în pachete sau individuale.

Aceste ace de ferită, cu individualitate structurală proprie, sînt identificate numai la începutul procesului de transformare a austenitei. Figurile 5, c și 5, d reprezintă ferita bainitică în oțelurile Arc 5 și Arc 4, după 5 s, respectiv după 20 s de la începutul transformării. Apariția bainitei în continuare este legată de precipitarea de carburi fine, la limitele acestor ace cu austenita. După un oarecare timp de desfășurare a procesului de transformare a austenitei nu se mai poate face distincție între acele inițiale de ferită și bainită, deoarece acele de ferită au constituit punctul de plecare în procesul de formare a bainitei (fig. 5, e, 5, f).

Considerăm că este evidentă deosebirea dintre ferita bainitică și cea probainitică, motive pentru care am adoptat denumiri distincte.

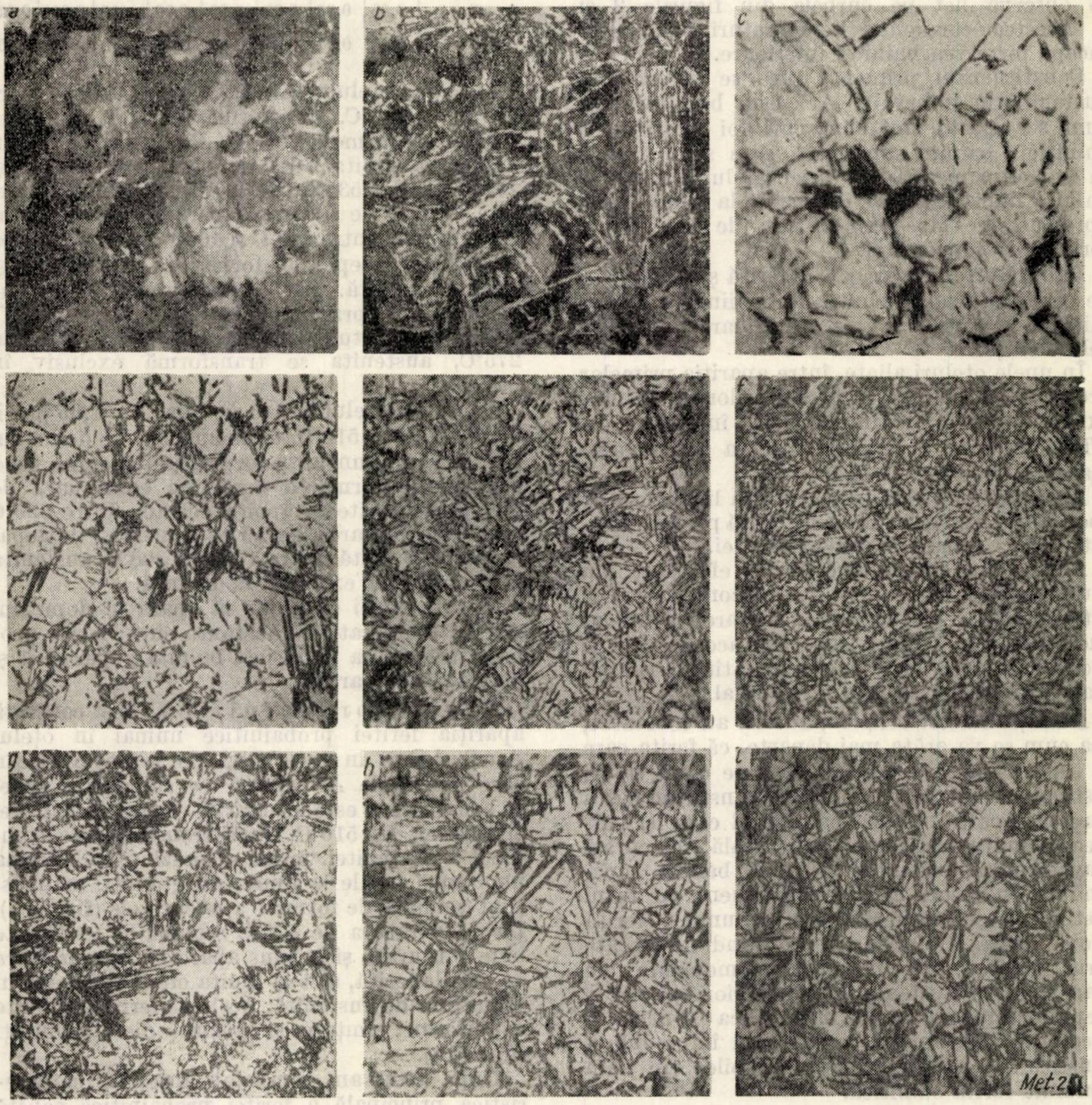


Fig. 5 :

a – microstructura oțelului Arc 2 menținut 2 000 s la 510°C; *b* – microstructura oțelulu Arc 2 menținut 3 700 s la 475°C; *c* – microstructura oțelului Arc 5 menținut 15 s la 550°C; *d* – microstructura oțelului Arc 4 menținut 20 s la 500°C; *e* – microstructura oțelului Arc 4 menținut 100 s la 500°C; *f* – microstructura oțelului Arc 5 menținut 480 s la 500°C; *g* – microstructura oțelului Arc 4 menținut 500 s la 390°C; *h* – microstructura oțelului Arc 5 menținut 30 s la 340°C; *i* – microstructura oțelului Arc 1 menținut 400 s la 340°C. Austenitizare: 15 min la 850°C; atac nital; x 500.

Bainita superioară se formează în partea superioară a domeniului Ar'', atît deasupra cotului bainitic, cît și sub cotul bainitic. În intervalul de temperaturi în care domeniile Ar' și Ar'' se suprapun, formarea bainitei inițiază transformarea austenitei sau poate să se desfășoare în urma separării feritei probainitice, ca în oțelul Arc 2, sau în urma separării feritei bainitice, ca în oțelurile Arc 4 și Arc 5.

Bainita superioară, ca de altfel și cea inferioară, este alcătuită din ace de ferită și precipitări de carburi, acele de ferită inițiind atît formarea cît și creșterea bainitei.

Cînd bainita inițiază procesul de transformare a austenitei, separarea acelor de ferită este urmată imediat de precipitarea carburilor, astfel că acele de ferită, chiar la primele secunde de la începutul transformării austenitei, nu mai au o individualitate evidentă, după cum se arată în figura 5, g.

Apariția bainitei în continuarea separării feritei bainitice a fost examinată anterior (fig. 5, e, 5, f). Se poate afirma că în acest caz structura bainitei superioare nu este prea fină.

După cum am arătat în prima parte a lucrării, putem admite că separarea acelor de ferită este însoțită de difuziunea carbonului în austenită, unde are loc precipitarea de carburi. În funcție de capacitatea de saturare a austenitei în carbon sau de prezența unor elemente alfagene, procesul de separare a carburilor, față de cel de formare a acelor de ferită, poate fi decalat în timp. Astfel, considerăm că prezența siliciului, care este un element alfagen, poate întîrzia fenomenul de separare a carburilor față de fenomenul de separare a acelor de ferită, contribuind la formarea feritei bainitice, cum se întîmplă în cazul oțelurilor Arc 4 și Arc 5 al căror conținut de siliciu este 1,74, respectiv 1,65%.

Bainita inferioară. Procesul de formare a bainitei inferioare este diferit de cel al procesului de formare a bainitei superioare, iar trecerea de la un proces la altul nu are loc gradat, ci relativ brusc, într-un interval de temperatură ale cărei limite sînt funcție de compoziția chimică a oțelului.

Bainita inferioară, ca aspect microstructural, se prezintă sub formă de ace fine, cu mult mai fine decît cele din bainita superioară, după cum reiese din compararea figurilor 5, g și 5, h. Finețea bainitei inferioare, pentru o anumită temperatură, variază de la oțel la oțel (fig. 5, h și 5, i.)

Concluzii. Studiind transformarea izotermă a austenitei în intervalul Ar'', într-o serie de oțeluri carbon și aliate, se stabilesc următoarele concluzii :

Între mecanismul formării bainitei superioare și bainitei inferioare există o deosebire esențială.

Modificarea mecanismului de formare a bainitei nu are loc în mod gradat cu scăderea temperaturii reacției.

Modificarea mecanismului de formare a bainitei se produce într-un interval de temperatură, cuprins între 380—320°C, variabil în aceste limite în funcție de conținutul în carbon și de elementele de aliere.

Ferita din bainita inferioară dizolvă carbonul, în timp ce ferita din bainita superioară nu dizolvă carbonul.

Variația în capacitatea feritei de a dizolva carbonul are loc brusc în intervalul 380—320°C, ceea ce se manifestă printr-o creștere bruscă a dilatației epruvetelor în acest interval de temperatură.

Variația bruscă a solubilității carbonului în ferită este o consecință a modificărilor ce se produc în starea energetică a atomilor de fier.

Formarea carburilor în bainita superioară se desfășoară pe baza difuziei carbonului în austenită, pe cînd în cazul bainitei inferioare, procesul de formare a carburilor este dependent de difuziunea carbonului în ferita suprasaturată în carbon.

Trecerea de la mecanismul formării bainitei superioare la cel al bainitei inferioare este pus în evidență de alura curbelor din diagramele TTT, mai mult sau mai puțin pregnant, în funcție de natura oțelului. Punctul de inflexiune al curbelor se plasează în mod obișnuit la mijlocul intervalului de tranziție (380—320°C).

În domeniul bainitic pot să se separe două tipuri de ferită, ferita probainitică și ferita bainitică. Ferita probainitică se separă înaintea bainitei și își păstrează individualitatea structurală în cursul transformării austenitei și final. Ferita bainitică inițiază transformarea austenitei, însă nu are o individualitate structurală decît în prima etapă a transformării, relativ scurtă, ulterior pierzîndu-și caracteristicile inițiale și contribuind, împreună cu precipitările de carburi, la formarea bainitei.

Apariția feritei bainitice este favorizată de prezența siliciului care, fiind un element alfagen puternic, întîrzie precipitarea carburilor în procesul de formare a bainitei.

---

[1] *Dumitrescu, Tr., Ionescu, C. St., Solacolu, M.* Contribuții la stabilirea cineticii transformării austenitei în bainită. În : Studii și cercetări de metalurgie, VI, 4, 1961, p. 359—374; Revue roumaine de mètallurgie, VII, 1, 1962, p. 27—40; Tratamenti di metalli, V, 23, p. 3—12. [2] *Dumitrescu, Tr., Ionescu, C. St., Solacolu, M.* Cercetări cu privire la transformarea izotermă a austenitei. În : Studii și cercetări de metalurgie, VII, 3, 1962, p. 283—303. [3] *Karskii, N. E., Balkin, V. V.* In : Zavodskaia laboratoria, 13, 1947, p. 840—844. [4] *Ko, T., Cotrell, S. A.* In : The formation of bainite. Journal of the iron and steel institute, 1952, p. 307—313. [5] *Low, J. R.* Fracture (Ed. B. L. Averbach et al). MIT Press and John Wiley, 1959, p. 68—90. [6] *Austin, A. E., Schwartz, C.M.* Proc. A.S.T.M., 1952, p. 592—596 [7] * * * Progress Reports of the Committee on Metallography Proc. A.S.T.M., 50, 1950, p. 444—454; 52, 1952, p. 543—572; 53, 1953, p. 505—530. [8] *Radcliffe, S. V., Rollason, F.* The Kinetics of the formation of bainite in high purity iron-carbon alloys. In : Journal of the iron and steel institute, 1959, jan. 56—65. [9] *White, J. S., Owen, W. A.* Kinetic features of upper and lower formation in a plain carbon and a 3% Ni—Cr steel. In : Journal of the iron and steel institute, 1960, may, 79—82. [10] *Vasudevan, P. V.* și colab. Kinetics of bainite formation in a plain carbon steel. In : Iron and Steel,

1959, 22 may, p. 229—232. [11] *Rotenstein, B., Drăgan, N.* Descompunerea izotermă a austenitei în oţelul Arc 3. In : Studii şi cercetări de metalurgie. IV, 4, 1959, p. 491—510. [12] * * * Descompunerea izotermă a austenitei în unele oţeluri de rulmenţi. În : Studii şi cercetări de metalurgie. V, 3, 1960, p. 321—342. [13] *Drăgan, N.* Observaţii asupra descompunerii izoterme a austenitei în oţelurile aliate cu Cr, Si şi Mn în domeniul superior al intervalului intermediar. In : Studii şi cercetări de metalurgie. VI, 3, 1961. [14] *Dumitrescu, Tr., Ionescu, C.* şi colab. Asupra anomaliei prezentată de curbele dilatometrice ale cineticii transformării izoterme a austenitei la unele oţeluri. In : Studii şi cercetăr de metalurgie. VI, 1, 1961, p. 33—49. [15] *Sirovich, G.* În : Gazzeta chimica italiana, 53, 1923, 674—688. [16] *Bolgiu, M., Negrescu, Tr.* Contribuţii la stabilirea cineticii transformării austenitei în bainită. Comunicarea la Sesiunea ştiinţifică a Institutului politehnic, Bucureşti, 1958, octombrie. [17] *Bolgiu, O., Bolgiu, M., Negrescu, Tr.* Observaţii asupra unor variaţii de proprietăţi fizice ale fierului în timpul încălzirii. In : Studii şi cercetări de metalurgie V, L, 1960, 471—491. [18] *Hume-Rothery.* Atomic theory for students of metallurgy. The Institute of metals, Londra, 1955, 281—311.

CZ 669.131.8 :620.179.16

Controlul structurii fontei maleabile cu ajutorul ultrasunetelor

Ing. ECATERINA POP
Uzinele de maşini agricole „Semănătoarea”

Ing. VLADIMIR ŞERBAN
Institutul de cercetări pentru transporturi şi telecomunicaţii

In cadrul utilizărilor pasive ale oscilaţiilor ultrasonice de slabă energie, cercetarea diferitelor materiale ia, în prezent, o extindere mare. Acest lucru este cauzat de faptul că, în comparaţie cu alte metode nedestructive de investigaţie, metodele ultrasonice prezintă următoarele avantaje caracteristice : sensibilitate înaltă, permiţînd detectarea discontinuităţilor de dimensiuni mici ; putere de pătrundere înaltă, ceea ce îngăduie studierea unor secţiuni mari de material ; precizie ridicată în determinarea poziţiei discontinuităţilor reflectoare ; răspuns instantaneu, înlesnind astfel automatizarea procesului de control ; reclamă accesul unei singure suprafeţe a piesei examinate, lărgind prin aceasta cîmpul aplicaţiilor ; nu produc efecte biologice.

Pentru cele mai multe aplicaţii sînt considerate fenomenele care se petrec la joncţiunea a două medii cu proprietăţi acustice diferite : reflexia, refracţia, conversiunea modului de vibraţie şi difracţia undelor ultrasonice. Oscilaţiile implicate pot fi longitudinale, transversale, superficiale (numite şi Rayleigh) şi de îndoire (numite şi Lamb).

În domeniul cercetărilor metalurgice în legătură cu structura, metoda ultrasonică furnizează informaţii preţioase, deoarece poate fi constatată şi evaluată atenuarea energiei ultrasonice, fenomen care este propriu propagării. Mărimea atenuării defineşte aşa-numita transparenţă ultrasonică a materialului examinat.

Atenuarea este măsurată prin valoarea decrementului logaritmic :

$$\alpha = \frac{1}{2l} \cdot \ln \frac{I_n}{I_{n+1}} = \frac{1}{l} \cdot \ln \frac{A_i}{A_{i+1}} \text{ neper/cm}, \quad (1)$$

în care : I şi A reprezintă intensitatea energiei, respectiv amplitudinea oscilaţiilor ultrasonice ; l — distanţa dintre suprafaţa de intrare a fasciculului ultrasonic şi suprafaţa reflectoare, şi i — ordinul reflexiei pe suprafaţa reflectoare considerată.

În afară de procedeul arătat, prin calcul, atenuarea poate fi determinată cu ajutorul unui atenuator gradat corespunzător, montat la intrarea amplificatorului de impulsuri al aparatului ultrasonic folosit. Variaţia de atenuare, necesară pentru a aduce două ecouri multiple succesive de fund la aceeaşi amplitudine, reprezintă pierderea de energie dintre cele două reflexii multiple considerate.

Transparenţa ultrasonică mai poate fi definită şi printr-o altă mărime, numită adîncime de pătrundere, care reprezintă distanţa, în metri, parcursă în material de undele ultrasonice pînă la un grad convenţional de extincţie. Drept prag de extincţie poate fi luat ca exemplu nivelul constant al zgomotului de natură electrică * care se formează pe ecranul tubului catodic la sensibilitatea mărită a amplificatorului de impulsuri. Sub acest nivel de zgomot nu mai pot fi identificate ecourile de la limita adîncimii de pătrundere.

Dacă zgomotul de natură acustică al metalului (provenit din reflexiile întîmplătoare pe discontinuităţi mici, numeroase, de tipul limitelor grăunţilor cristalini sau incluziunilor) este redus, ecourile repetate de ordin superior pot fi identificate. În acest caz, adîncimea de pătrundere L poate fi calculată din relaţia :

$$L = n \cdot l + \frac{1}{\alpha} \cdot \ln \frac{A_n}{A_{z0}}, \quad (2)$$

în care : n reprezintă ordinul ultimei reflexii ; l — grosimea de metal examinată ; α — factorul de atenuare ; A_{zg} — amplitudinea zgomotului de natură electrică (zgomot de fond) ; A_n — amplitudinea ultimului ecou de fund care depăşeşte nivelul A_{zg}.

---

* Acest zgomot, numit şi zgomot de fond, rezultă din variaţiile mici întîmplătoare, amplificate, ale curentului anodic din tuburile electronice. Acesta nu trebuie confundat cu zgomotul de natură acustică al materialului, care se manifestă prin ecouri numeroase, de amplitudini şi poziţii ce variază o dată cu deplasarea transductorului pe suprafaţa piesei examinate.

În cazul metalelor care prezintă un înalt nivel de zgomot acustic (metalele cu structură cristalină grosolană sau cu alte puncte de discontinuitate, cum sînt în cazul în speţă fontele), ecourile succesive de fund nu mai pot fi identificate. În acest caz, adîncimea de pătrundere se determină direct, prin citirea distanţei de extincţie, la nivelul A_{zg}, pe scara de măsură a ecranului tubului catodic al aparatului.

Valoarea adîncimii de pătrundere nu depinde de întinderea zonei moarte, întinderea zonei lui Fresnel şi mărimea distorsiunilor. Ea este influenţată de prezenţa discontinuităţilor, de raportul secţiune — piesă — secţiune fascicul, de sensibilitatea transductorului şi a aparatului de control.

Metoda de evaluare a mărimii atenuării prin determinarea adîncimii de pătrundere prezintă totuşi, în comparaţie cu determinarea factorului α, următoarele avantaje : sensibilitatea aparatului poate fi menţinută la un nivel standard (de exemplu, nivelul la care apare zgomotul de fond), împrejurare foarte importantă în cazul materialelor cu o variaţie foarte mare a atenuării, cînd nivelul de sensibilitate nu poate fi menţinut constant, deoarece pentru determinarea lui α ecourile trebuie aduse în limitele ecranului ; adîncimea de pătrundere se determină direct, rezultînd o mare economie de timp ; precizia determinării este mai mare ; aceasta este influenţată de neliniaritatea tensiunii de baleiaj dar, la aparatele ultrasonice cu scara de măsură calibrată în unităţi de timp sau de lungime, prin semnale electrice, eroarea este restrînsă la unitatea de calibrare în limitele căreia apare ultimul ecou care tinde să se confunde cu zgomotul de natură electrică.

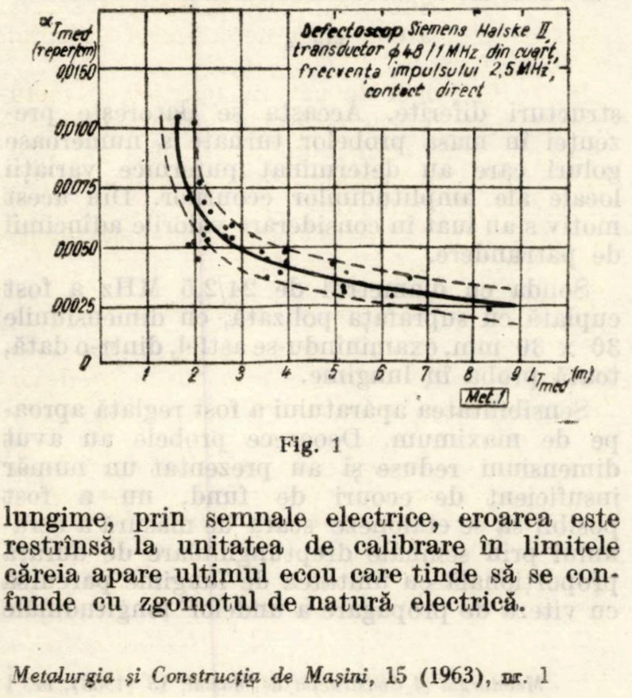


Fig. 1

În figura 1 este prezentată, pentru exemplificare, corelaţia dintre factorul de atenuare $\alpha_{T_{med}}$ şi adîncimea de pătrundere $L_{T_{med}}$ obţinută pentru osii de vagoane, la frecvenţa de 2,5 MHz, cu o sondă de transductor din cuarţ cu diametrul de 48/1 MHz, prin examinarea cu ajutorul unui defectoscop ultrasonic tip Siemens Halske II. Sonda a fost cuplată cu suprafaţa laterală cilindrică a fiecărei osii, în 15 puncte diferite, determinîndu-se valorile medii $\bar{L}$ şi α. Această diagramă ilustrează posibilitatea utilizării adîncimii de pătrundere în locul factorului de atenuare, de fapt mijlocul unic şi eficace de cercetare a structurilor metalice puternic absorbante de tipul fontelor maleabile.

Cercetarea structurii fontei maleabile. La uzinele „Semănătoarea" s-au turnat din fontă albă 32 bucăţi de probe de dimensiunile 30 × 30 × 80 mm. Aceste probe au fost apoi supuse la diferite tratamente termice, în condiţii riguros controlate, cu scopul de a se obţine o variaţie gradată a structurii fontei maleabile de la cea feritică pînă la cea perlitoledeburitică. S-au polizat apoi cîte una din feţele cu dimensiunile 30 × 30 şi 30 × 80 mm şi s-au uns cu un strat subţire de ulei, în vederea examenului ultrasonic.

Tratamentele termice în vederea obţinerii diferitelor structuri s-au făcut într-un cuptor electric mic, deoarece nu s-a putut aşeza probele în unul dintre cuptoarele mari ale secţiei de maleabilizare şi a le scoate pe rînd în timpul ciclului la temperatura şi durata necesară, în scopul de a obţine structuri foarte apropiate.

Pentru cercetare s-a utilizat un defectoscop ultrasonic tip Siemens Halske II. Schema-bloc a acestui aparat poate fi urmărită în figura 2. Schema funcţionează astfel : oscilatorul pilot *OP* comandă, prin impulsuri de frecvenţă şi forme convenabile, funcţionarea succesivă : a generatorului GIF de impulsuri de înaltă frecvenţă transmise prin cablul *1* la transductorul *2* cuplat cu proba *3* ; a amplificatorului *A* de bandă largă ; a generatorului GSC de semnale de calibrare (impulsuri dreptunghiulare de durată proporţională cu o unitate de lungime

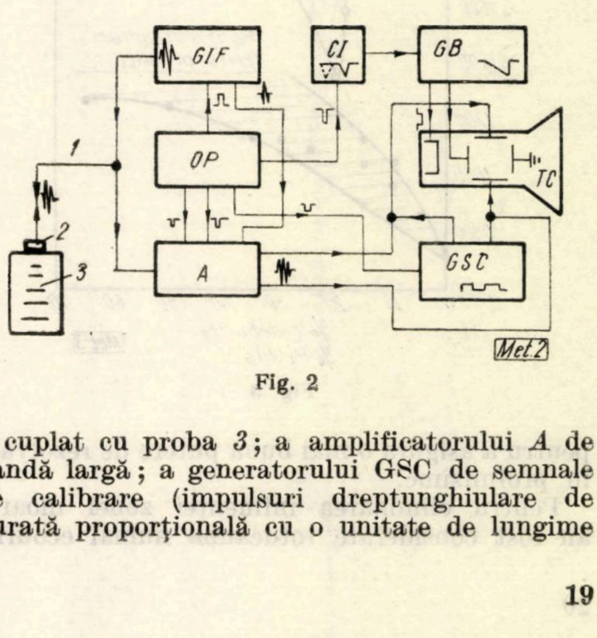


Fig. 2

parcursă cu viteza de propagare a tipului de unde considerat).

Generatorul GB de baleiaj este deblocat după un timp reglabil prin circuitul de întîrziere CI.

Frecvența de declanșare a generatorului de baleiaj este de două ori mai mare decît a celorlalte blocuri, deoarece trebuie prezentate pe ecran, succesiv, semnalele de calibrare, impulsul de emisie de înaltă frecvență și ecourile reflectate. Din cauza cadenței rapide a ciclurilor, observatorul percepe o imagine rezultantă, staționară, care conține toate aceste semnale.

S-a întrebuințat un transductor piezoelectric cu diametrul de 24/2,5 MHz din titanat de bariu, care are o sensibilitate de 18 ori mai mare decît cuarțul în tăietură X.

Sonda cu diametrul de 24/2,5 MHz a fost cuplată cu suprafața polizată, cu dimensiunile 30 × 80 mm, în mai multe puncte ale probei. Frecvența undelor longitudinale generate a fost aleasă egală cu 2,5 MHz. Durata impulsului de emisie a fost reglată la valoarea minimă, pentru a asigura o mai bună putere de rezolvare în profunzime.

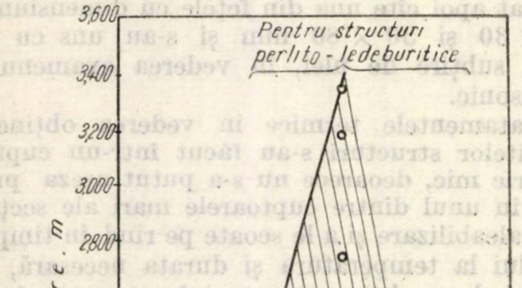


Fig. 3

Pentru eliminarea influenței zonei moarte au fost considerate totdeauna numai ecourile de ordinul 2 și 3. Efectele zonei lui Fresnel au intervenit în aceeași măsură, deoarece probele au fost identice și s-a folosit o sondă unică.

Din analiza valorilor medii calculate pentru α nu au reieșit diferențe clare între probele cu structuri diferite. Aceasta se datorește prezenței în masa probelor turnate a numeroase goluri care au determinat puternice variații locale ale amplitudinilor ecourilor. Din acest motiv s-au luat în considerare valorile adîncimii de pătrundere.

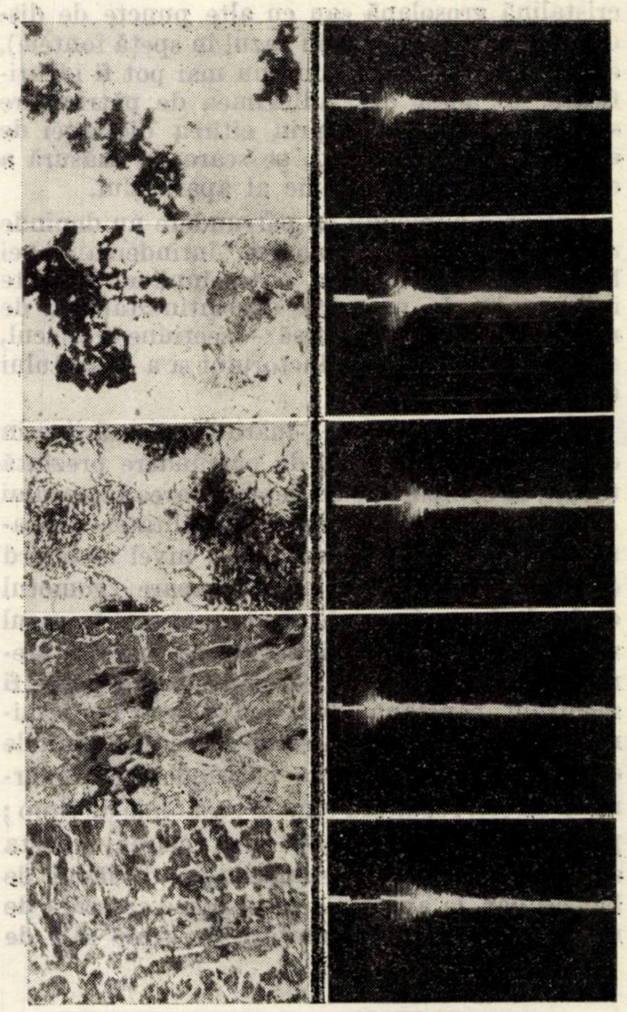


Fig. 4

Sonda cu diametrul de 24/2,5 MHz a fost cuplată cu suprafața polizată, cu dimensiunile 30 × 30 mm, examinîndu-se astfel, dintr-o dată, toată proba în lungime.

Sensibilitatea aparatului a fost reglată aproape de maximum. Deoarece probele au avut dimensiuni reduse și au prezentat un număr insuficient de ecouri de fund, nu a fost posibil să se etaloneze scara de măsură a ecranului prin semnale dreptunghiulare de durată proporțională cu unitatea de lungime parcursă cu viteza de propagare a undelor longitudinale în fontă. De aceea, scara de măsură a fost etalonată pentru controlul cu unde longitudinale în oţel cu $V_l = 5\,912$ m/s.

Nivelul zgomotului de fond corespunzător gradului ales de amplificare a avut valoarea $A_{zg} = 1$ mm.

Adîncimea de pătrundere a fost măsurată în metri direct pe ecran, între originea scării de măsură şi punctul unde exponenţiala ecourilor intersecta nivelul A. Neliniaritatea tensiunii de baleiaj şi eroarea de citire au putut da abateri maxime de aproximativ ±200 mm, astfel că, procentual, eroarea determinării a fost invers proporţională cu mărimea adîncimii de pătrundere.

Rezultatele obţinute prin metoda determinării adîncimii de pătrundere sînt concludente şi conforme cu teoria. Astfel, pentru toate probele supuse diferitelor grade de maleabilizare s-au obţinut valori de adîncimi de pătrundere în domeniul de variaţie de 0,700—4,850 m (fig. 3). Aceste valori reduse sînt în directă legătură cu prezenţa grafitului pe fondul feritic sau ferito-perlitic al probelor. Valoarea de 0,700 m corespunde structurii pur feritice. Valoarea adîncimii de pătrundere creşte o dată cu creşterea conţinutului de perlită (fig. 3). Dincolo de pragul de 1,275 m, care corespunde limitei superioare a adîncimii de pătrundere pentru structurile perlito-feritice, examenul metalografic al probelor nemaleabilizate sau incomplet maleabilizate a evidenţiat, de asemenea, în toate cazurile de la 1,375 m în sus, prezenţa ledeburitei. Domeniul de variaţie a adîncimii de pătrundere pentru aceste probe a acoperit gama 1,375—4,850 m.

Deoarece în acest studiu a interesat numai cercetarea structurii fontei maleabile, adică dacă proba de fontă albă a fost bine sau nu maleabilizată, s-a făcut abstracţie de analiza chimică care, de fapt, este necesară numai la stabilirea ciclului de maleabilizare.

Din figura 4 se poate vedea cum variază caracterul oscilogramelor adîncimilor de pătrundere în funcţie de structură (× 100, atac nital): *a* şi *b* — pentru fonte feritice; *c* şi *d* — cu 15% perlită; *e* şi *f* — cu 65% perlită; *g* şi *h* — cu 15% ledeburită; *i* şi *j* — cu 50% ledeburită.

Concluzii. Cercetarea întreprinsă dovedeşte că adîncimea de pătrundere a undelor ultrasonice poate caracteriza în mod satisfăcător calitatea structurii fontei maleabile, atunci cînd nu este posibil să se constate aceasta prin factorul de atenuare α. Rezultatele sînt comparabile numai dacă condiţiile examinării rămîn constante de la o serie de încercări la alta, adică dacă dimensiunile probelor, condiţiile de cuplaj, sensibilitatea transductorului, frecvenţa impulsului de emisie şi sensibilitatea aparatului nu se modifică.

Metoda expusă se poate aplica şi pe scară industrială, de recomandat pe probe martor, cu restricţiile arătate, oferind avantajele simplităţii şi rapidităţii maxime.

[1] *Bernath, A.* şi *Ioviţiu, E.* Contribuţii la studiul corelaţiei dintre transparenţa ultrasonică şi structura osiilor de vagoane de cale ferată. În: Studii şi cercetări tehnice, vol. 7, nr. 3—4, 1960, p. 249—257.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621.357.7—791

Controlul băilor galvanice cu ajutorul celulei Hull

ERNEST GRÜNWALD
I.I.S. „Armătura" – Cluj

Celula Hull este o baie mică de galvanizare. Cu ajutorul unui curent, pe un catod se produce o depunere metalică, densitatea de curent fiind variabilă în diferitele puncte situate de-a lungul catodului. Această densitate de curent se obţine în urma aşezării speciale a catodului (fig. 1).

Celula este confecţionată din plexiglas cu dimensiunile prezentate în figura 2.

Este indicat ca pentru fiecare tip de electrolit să se întrebuinţeze o celulă proprie, care se păstrează întotdeauna bine curăţată. Baia originală are capacitatea de 267 ml. Un gram de adaos în celulă corespunde unui adaos de 3,7 g la un litru electrolit din baie, şi 1 ml/267 ml = 3,7 ml/l.

Pentru un calcul mai uşor se întrebuinţează şi celule cu un volum de 250 ml. În acest caz, 1 g/250 ml corespunde la 4 g/l electrolit. La întrebuinţarea unui volum de electrolit de 250 ml, încărcarea de curent pe un litru este mai mare decît la întrebuinţarea celulei cu volumul de 267 ml. De exemplu, dacă curentul total utilizat în celulă este de 3 A, timpul de electroliză este de 10 min, atunci încărcarea de curent la un volum de 250 ml va fi de 12 A/l, iar la 267 ml, de 11,2 A/l. Analog se notează 2 Ah/l faţă de 1,83 Ah/l.

Curbele de etalonare şi densităţile de curent adecvate. La încărcarea celulei cu un curent total bine determinat, în celulă trece un curent variat corespunzător distanţei dintre anod şi catod. Aceste valori variate de densităţi de curent trec de la partea stîngă a catodului (domeniul densităţilor ridicate de curent) spre partea dreaptă a catodului (zona densităţilor scăzute de curent). În practică, cea mai mare importanţă o are zona depunerilor lucioase.

Curba de etalonare a celulei obținută prin experimentare depinde de polarizația catodică prezentă în timpul electrolizei. La electroliții cu polarizare catodică neînsemnată (cuprare acidă), curba obținută este abruptă, în timp ce la electroliții cu polarizare catodică pronunțată, este mai lentă.

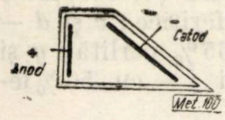


Fig. 1

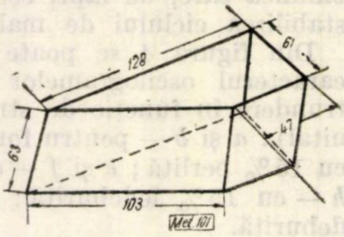


Fig. 2

După experiențele efectuate s-a găsit că distribuția curentului depinde de natura electrolitului întrebuințat. Pentru acest motiv s-a putut găsi o curbă medie de etalonare din care se poate deduce ușor pentru practică densitatea de curent în zonele cele mai utile, pe toate punctele catodului. Această curbă se poate exprima cu ecuația generală a lui Hull — Mac Intyre :$A = J\ (C_1 - C_2 - \log L)$, în care$A$ este densitatea de curent ; J este curentul total aplicat la celulă, L este distanța de-a lungul catodului de la punctul densităților de curent ridicate ; C_1 și C_2 — două constante dependente de natura electrolitului. Efectuînd numeroase experiențe cu diferiți electroliți, Hull și Mac Intyre au găsit că valorile lui C_1 și C_2 nu variază prea mult de la electrolit la electrolit și au formulat o formulă generală, aplicabilă pentru toate băile galvanice : $A = J\ (27{,}7 - 48{,}7 \log L)$, în care : A este densitatea de curent exprimat, A/ft^2 ; J este intensitatea de curent total aplicată celulei în amperi ; L este distanța măsurată în țoli de la punctul densităților maxime de curent. Această expresie se referă la celula originală cu capacitatea de 267 ml.

Formula Hull—Mac Intyre, raportată la sistemul metric-zecimal, va fi pentru celula de 267 ml : $A = J\ (5{,}129 - 5{,}276 \log L)$, în care : A se exprimă în A/dm^2, J în amperi și L, în cm. În curbele de mai jos este reprezentată această formulă, dîndu-se valorile curenților totali aplicabile celulei, în raport cu distanțele de la punctul densităților maxime de curent (fig. 3 și 4).

Analog se obține formula și pentru celula de 250 ml : $A = J\ (5{,}1019 - 5{,}240 \log L)$.

Mai jos se dau două tabele (tabela 1 și 2) cu ajutorul cărora se poate determina densitatea de curent pe toată suprafața catodică.

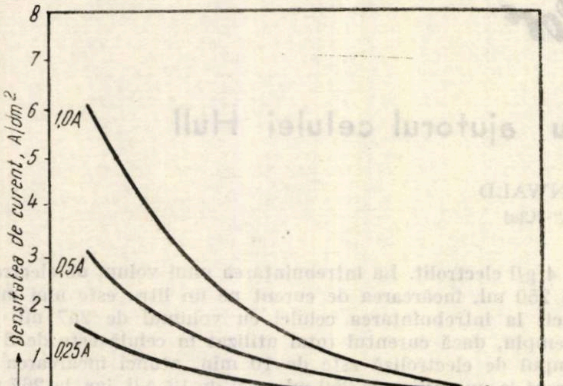


Fig. 3

***Controlul diferiților factori.* Cu ajutorul celulei Hull se pot determina cu o exactitate suficientă următorii factori și componenți ai băilor galvanice.**

Densitățile limită de curent ale zonelor depunerilor lucioase și ale zonei de lucru. Se măsoară distanța dintre marginea stîngă a plăcii catodice și terminarea zonelor depunerilor lucioase, după care din curbele *3* și *4* se caută densitatea de curent corespunzătoare distanței găsite. Aceste densități de curent fiind valori limită, utilizarea lor în practică produce depuneri imperfecte. Din acest motiv se recomandă a se forma din ambele valori limită o valoare medie, care va da rezultate optime în practică.

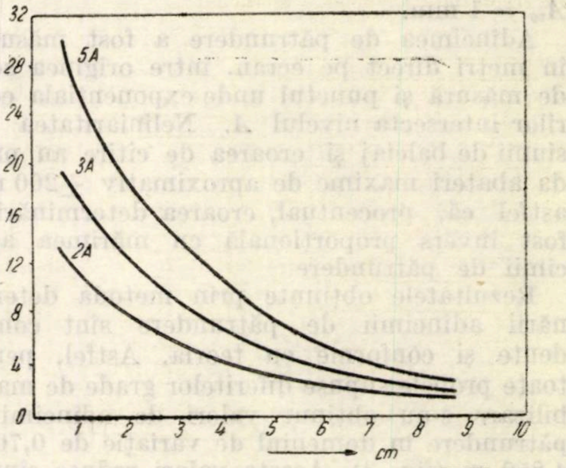


Fig. 4

Tabela 1

267 ml

A/dm²

											Curent total
5,1	3,5	2,6	1,9	1,4	1,0	0,7	0,4	0,1	0	1A	
10,2	7,0	5,2	3,8	2,8	2,0	1,4	0,8	0,2	0	2A	
15,3	10,5	7,8	5,7	4,2	3,0	2,1	1,2	0,3	0	3A	
20,4	14,0	10,4	7,6	5,6	4,0	2,8	1,6	0,4	0	4A	
25,5	17,5	13,0	9,5	7,0	5,0	3,5	2,0	0,5	0	5A	

250 ml

											Curent total
5,10	3,52	2,60	1,94	1,43	1,02	0,67	0,36	0,10	0	1A	
10,2	7,04	5,20	3,88	2,86	2,04	1,34	0,72	0,20	0	2A	
15,3	10,6	7,80	5,82	4,29	3,06	2,01	1,08	0,30	0	3A	
20,4	14,1	10,4	7,76	5,72	4,08	2,68	1,44	0,40	0	4A	
25,5	17,6	13,0	9,70	7,15	5,10	3,35	1,80	0,50	0	5A	

0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10

→ cm

Exemplu. Să se determine la o baie lucioasă de nichel valoarea maximă a densității de curent (A/dm^2) la care se pot obține în practică depuneri cu luciu puternic.

Curentul total în celulă este de 3 A. După 10 min de electroliză, pe catod, limita depunerilor lucioase se află la o distanță de 3, respectiv 6 cm. Din figura 4 și din tabela 1 rezultă că, la 3 A și 3 cm corespunde o densitate de curent de 8 A/dm^2, iar la 6 cm corespunde 3,4 A/dm^2. În practică, se va lucra cu valoarea medie de 6 A/dm^2.

Este mai simplă întrebuințarea diagramelor la care distanțele pe abscisă sînt notate în cm. În acest caz se așază

placa catodică cu marginea ei superioară lîngă abscisă, se prelungesc limitele depunerilor lucioase pînă la curbă şi se citeşte direct densitatea de curent corespunzătoare distanţelor găsite, cum se vede în figura 5.

Zona depunerilor lucioase sau a depunerilor normale la diferite băi galvanice este arătată în figura 6 (zonele nehaşurate reprezintă depunerile normale).

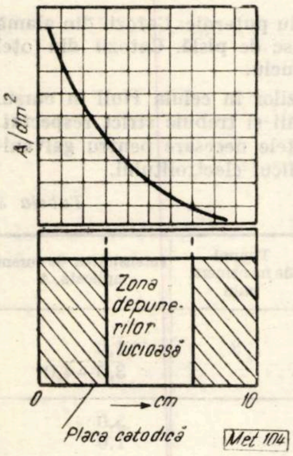


Fig. 5

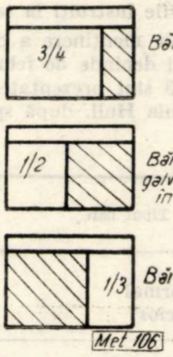


Fig. 6

Se poate observa că băile acide (în general băile lucioase de nichel şi electroliţi cu fluoboraţi) au zona cea mai largă pentru obţinerea depunerilor ireproşabile, iar limita densităţilor de curent este vastă, circa 1–25,0 A/dm². Băile pentru galvanizări în masă necesită densităţi mai ridicate de curent pentru depuneri corespunzătoare.

Băile alcaline, în general, lucrează normal la densităţi de curent scăzute, pînă la circa 2,0 A/dm² şi depunerea galvanică normală apare pe placa catodică la zona densităţilor de curent scăzute.

Impurităţi metalice şi nemetalice. Impurităţile — în forme foarte diverse, ca metale străine sau impurităţi organice — pot cauza dificultăţi mari în procesele de electroliză la o concentraţie oarecare. Cu ajutorul celulei Hull se poate stabili uşor, dacă în electrolit există impurităţi de orice natură. După felul băii şi densităţii de curent, pe placa catodică se poate observa uşor aparenţa. În multe cazuri, spatele plăcii catodice, adică zona densităţii minime de curent poate da o lămurire.

Dacă într-un electrolit de nichel există cupru în concentraţie între 0,1 şi 0,5 g/l, pe placa catodică, la zona densităţilor scăzute apar dungi negre. Peste o concentraţie de 1 g/l pînă la 2 g/l, nichelul nu se mai depune pe catod, ci numai cuprul, sub o formă spongioasă.

Celula Hull conţine date şi asupra modului îndepărtării impurităţilor metalice din electroliţii impurificaţi. În acest caz se folosesc electrozi paraleli (fig. 1).

De exemplu, o baie de nichel este impurificată cu cupru. Dimensiunea catodului în celulă este de 100×70×0,5 mm şi el este cufundat în electrolit la 50 mm. Densitatea maximă utilizată este de 0,28 A/dm² şi cuprul se poate îndepărta în 10 min. Volumul băii galvanice impurificate este de 3 500 l, iar dimensiunea catodului întrebuinţat pentru îndepărtarea cuprului este de 100 dm². Amperajul necesar pe oră şi litru va fi : $0{,}28 \cdot \frac{10^1}{60^1} \cdot \frac{1\,000 \text{ ml}}{267 \text{ ml}} = 0{,}175$ A.

Deoarece dimensiunea catodului este de 100 dm² şi pentru îndepărtarea cuprului dintr-o baie de nichelare sînt necesare 0,5 A/dm², este nevoie de : 100.0,5 (A/dm²) = 50 A total.

Deci pentru îndepărtarea completă a cuprului sînt necesare : $0{,}175 \cdot \frac{3\,500}{50} = 12{,}25$ ore (cu 50 A total şi cu un catod de fier, avînd dimensiunea de 100 dm²).

Concentraţia adaosurilor. Dacă concentraţia adaosurilor speciale, mai ales a adaosurilor organice de luciu, nu se poate determina pe cale chimică, cel mai indicat este întrebuinţarea celulei Hull. Pe placa catodică apar toate schimbările concentraţiei adaosurilor. Exemplu. Într-o baie lucioasă de nichel la densităţi de curent ridicate (peste 4 A/dm²) în timpul electrolizei pe piese apar „pittinguri". Depunerea de fapt este lucioasă, însă acest fenomen micşorează efectul depunerii. Trebuie determinată cantitatea exactă a detergentului AAS (aryl alchylsulfonat), care elimină complet apariţia bulelor de hidrogen pe suprafaţa catodului.

În tabela 2 sînt redate datele experienţei şi cantitatea necesară de detergent pentru eliminarea bulelor de pe suprafaţa pieselor.

Tabela 2

Nr. crt.	Temperatura, °C	Cantitatea de detergent adăugată, ml/l	Zona depunerilor lucioase, A/dm²
1	35	—	pînă la 8
2	55	5	pînă la 8
3	55	10	pînă la 8

Este indicat ca plăcile catodice să fie numerotate şi păstrate. Rezultatele se pot reţine cu ajutorul simbolurilor simple, care au fost introduse în practică pentru caracterizarea diferitelor depuneri apărute pe placa experimentală, deoarece reproducerea fotografică este greoaie (fig. 7).

Celula Hull permite, de asemenea, să se determine puterea de pătrundere a electrolitului, influenţa pH-ului, a temperaturii şi a produselor de descompunere.

Instalaţia de lucru şi accesorii. Ca surse de curent pentru celula Hull se pot întrebuinţa redresoare şi acumulatoare. Tensiunea maximă trebuie să fie de 15 V. Redresorul mo-nofazat produce un curent foarte ondulat, care în timpul electrolizei provoacă rezultate nedorite la multe băi. Pentru înlăturarea acestui neajuns, redresorul trebuie prevăzut cu un sistem de filtraj. În caz de nevoie se poate întrebuinţa o baterie de acumulatoare de 12 V. Mai sînt necesare o rezistenţă reglabilă, un ampermetru pentru verificarea curentului total ce se aplică celulei şi un voltmetru. Ca exemplu, în figura 8 este reprezentată o sursă de curent formată din două acumulatoare cu cîte 6 V şi 80 Ah. În figură R_1 este

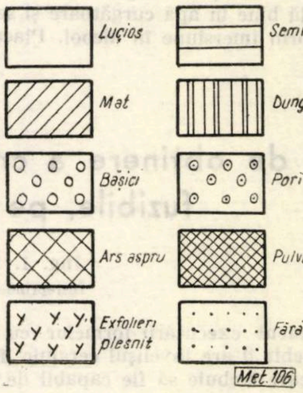


Fig. 7

rezistența reglabilă, 6 ohmi, 6 A; R_2 — rezistența reglabilă, 30 ohmi, 5 A; A_1 — ampermetru, 10 A; A_2 — ampermetru, 6 A; V_1 — voltmetru, 15 V; — V_2 — voltmetru, 6 V.

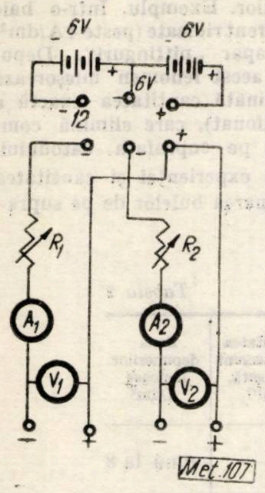


Fig. 8

Concomitent se pot conecta sistemului două celule Hull în așa fel încît se poate lucra cu două tensiuni diferite (6, respectiv 12 V), după felul încercării (băi de cupru, respectiv băi de nichel, crom etc.).

Anozii întrebuințați trebuie să aibă o lățime de 60 mm. Se recomandă învelirea anozilor în timpul electrolizei cu materiale speciale sau cu hîrtie de filtru, pentru evitarea impurificării electrolitului de către produsele de dizolvare a anodului. În electroliții în care anozii se polarizează ușor (băi cu cianuri), trebuie utilizați anozi perforați sau anozi de sîrmă. În felul acesta suprafața anodică este cu circa 60% mai mare decît suprafața anozilor sub formă de placă.

Modul de lucru cu celula Hull. După cum s-a amintit anterior, este bine ca pentru fiecare tip de baie să existe o celulă, care trebuie curățată atît înaintea încercării cît și după aceasta. După ce în celulă se introduce electrolitul respectiv cu un volum de 270 ml, aceasta se așază într-o baie de apă cu o temperatură cu 2—3°C mai ridicată decît aceea de lucru, astfel ca temperatura electrolitului să nu scadă prea repede. După conectarea anodului, catodul se așază în soluție fără curent și se conectează imediat la polul negativ al sursei de curent. Pregătirea catodului se execută după următoarele operații: degresarea electrolitică (fără cuprare), 0,5 mm; spălarea în apă rece; decaparea în HCL 1 : 1; spălarea în apă rece; galvanizarea în celula Hull.

Rezultate bune dă și degresarea catodului cu o pastă de var de Viena, după care urmează o spălare într-un curent de apă și galvanizată imediat. După conectare se reglează intensitatea de curent respectiv, care se menține constant în tot timpul electrolizei. După ce timpul de examinare a trecut, se deconectează întîi polul negativ și se scoate placa catodică, care se spală bine în apă curgătoare și se usucă cu hîrtie de filtru sau prin imersiune în alcool. Placa catodică trebuie să aibă dimensiunile de 100×70×0,5 mm. Materialul pentru placa catodică se alege după specificul încercării și felul electrolitului. În general, ca material catodic trebuie ales întotdeauna un material asemănător cu piesele ce vor fi galvanizate în producție. De exemplu: alamă pentru băi de Pb—, Cd—, Cu (acid) Ni—, Zn și Sn; alamă cuprată pentru băi de crom și nichel negru; alamă argintată pentru băi de aur, argint și rodiu; oțel pentru băi de bronz, fier, cupru cianuric și alamă.

Catozii trebuie să aibă un luciu puternic. Catozii din alamă și cupru se lustruiesc cu un disc de pîslă. Catozii din oțel trebuie să fie lustruiți la semiluciu.

Timpul de menținere a catozilor în celula Hull în cursul galvanizării depinde de felul băii și trebuie strict respectat. În tabela 3 sînt prezentate datele necesare pentru galvanizări în celula Hull, după specificul electrolitului.

Tabela 3

Tipul băii	Timpul de menținere, min	Intensitatea de curent aplicată, A
Cadmiu normal	3	1,0
Cadmiu lucios		3,0—4,0
Cromare lucioasă	5	5,0
alamă		1,0
cupru cianuric		2,0
zinc cianuric		3,0—4,0
Nichel obișnuit	10—15	1,0
Nichel negru		1,0
Nichel lucios		3,0—4,0
Cupru acid		2,0
Zinc acid		2,0
Argint		1,0
Staniu acid		2,0
Plumb fluoborat		3,0—4,0
Staniu alcalin		2,0

---

[1] *Walter Nohse*. Die Prüfung galvanischer Bäder in der Hullzelle. Eugen G. Lenze Verlag, 1958. Saulgaul/Wttgb. [2] *Hoch A.*: Badprüfung mit der Hullzelle. Sonderdruck aus dem Jahrbuch der oberflächentechnik, Berlin. 1954, p. 286—295. [3] *Bàrtfai Béla*. Galvanizalok zsebkönyve. Budapest, Müszaki Könyvkiadò, 1958.

CZ 621.74.045 :621.725.25

Procedeul de obținere a crustei ceramice la turnarea cu modele ușor fuzibile, pe bază de ortosilicat de etil

Ing. I. SOLOMON și ing. C. CIUBOTARU
Întreprinderea industrială tehnică medicală — București

Se știe că la procedeul executării formelor cu model fuzibil, un rol deosebit îl are învelișul ceramic format din mai multe straturi, care trebuie să fie capabil de a reda cu fidelitate configurația modelului.

Dat fiind importanța învelișului, am studiat și experimentat diferite procedee de obținere a sa.

Dintre rețelele pentru învelișuri refractare, cele pe bază de silicat de sodiu au dat rezultate bune numai în cazurile cînd suprafața nu a avut configurația complexă. De exemplu pentru executarea de ciocane, chei hexagonale și tubulare, diferite piese individuale sau componente ale diferitelor subansamble (piesele nu trebuie să depășească 600—700 g) care cer sau nu anumite operații de prelucrare, se folosește foarte bine o rețetă pe bază de silicat de sodiu, marșalită și apă.

Învelișurile obținute în acest fel, deși acoperă destul de bine suprafața, nu au ca rezultat suprafețe curate și, în cazul cînd se cere o astfel de suprafață, este necesară o prelucrare mecanică suplimentară.

De aceea, la întreprinderea noastră s-a renunțat la această rețetă care este mult mai ieftină, se execută mai repede și nu se pierde prin evaporare, în favoarea rețetelor pe bază de ortosilicat de etil $[Si(OC_2H_5)_4]$ în cazul executării de instrumentar medical și dentar, de piese mărunte de mare precizie etc.

În afară de superioritatea rezultatelor obținute — ceea ce este fără îndoială esențial — acest înveliș are permeabilitate și refractaritate superioară celui pe bază de silicat de sodiu.

Compoziția învelișului refractar folosită cu cele mai bune rezultate este următoarea: 0,65% acid clorhidric tehnic; 0,35% apă; 30% alcool etilic, 92—96°; 60% ortosilicat de etil; 1,5 kg marșalită în fiecare litru de lichid format inițial.

Marşalita se poate prepara şi artificial, preferabil în mori căptuşite cu metale neferoase, pentru a atinge puritatea de 99%. Practica a demonstrat că folosirea unei marşalite cu un procent de impurităţi de peste 1,5% (oxizi de calciu, oxizi de magneziu, de fier şi metale alcaline) conduce la nedesprinderea învelişului de pe piesă şi înrăutăţeşte simţitor calitatea suprafeţei pieselor turnate.

Materialul de bază pentru învelişul ceramic, după practica noastră, este ortosilicatul de etil. El face ca modelul de ceară să fie acoperit cu un strat (peliculă) subţire şi elastic. După ce se usucă şi se calcinează, învelişul capătă o refractaritate înaltă şi o bună rezistenţă mecanică, dînd în acelaşi timp o suprafaţă de o calitate superioară. El este un lichid galben-verzui cu un miros specific de eter. La 20°C are greutatea specifică de 0,92—1 şi poate forma pelicule vîscoase. Pentru formarea stratului ceramic din marşalită şi nisip, ortosilicatul de etil se supune hidrolizei.

Literatura de specialitate indică pentru hidroliza ortosilicatului de etil 10 g apă pentru 100 g ortosilicat primar. Noi am obţinut cele mai bune rezultate folosind 10 g apă pentru hidroliza a 62,5 g ortosilicat de etil. În timpul hidrolizei, 8—15% din apă reacţionează, iar excesul de alcool reduce conţinutul de bioxid de siliciu în ortosilicatul de etil hidrolizat pînă la limita fixată. Concentraţia de SiO_2 în $Si(OC_2H_5)_4$ hidrolizat se obişnuieşte a fi de 20±1%. Coborîrea acestui procent sub 20% duce la micşorarea grosimii stratului format ca urmare a micşorării viscozităţii vopselei.

În acest caz ar trebui mărit numărul de straturi ce ar duce inevitabil la exfolieri. La fel de periculoasă este şi creşterea procentului de concentraţie care măreşte grosimea stratului şi duce implicit la fisurarea sa în timpul uscării sau chiar a calcinării.

În vederea pregătirii amestecului refractar, marşalita (10—15 kg), se pune în cutii de tablă rezistentă la temperaturi înalte care se introduc în cuptor pentru calcinare la 900°C timp de 21/2—3 ore. După calcinare se curăţă suprafaţa ce a fost eventual murdărită de negru de fum sau de alte impurităţi, apoi se cerne printr-o sită nr. 140.

La fel se procedează şi cu nisipul de presărat după vopsire. Acesta trebuie spălat în mai multe ape, pînă devine curat. Sita de cernere a nisipului de presărat va fi nr. 70. Nisipul astfel preparat se toarnă în buncărul dispozitivului de presărat, iar ceea ce prisoseşte se depozitează în lăzi într-un loc uscat.

Vopseaua propriu-zisă se prepară astfel : într-un vas de sticlă sau emailat se toarnă cantitatea de apă, să presupunem pentru 10 kg vopsea, adică 0,935 l. Peste aceasta se toarnă acidul clorhidric, 0,065 l. Se amestecă pentru omogenizare cu o baghetă de sticlă, suficient de lungă. Peste aceasta se toarnă alcoolul etilic, 3 l, rafinat la 92—96°. În timp ce se toarnă alcoolul se amestecă tot timpul, pentru omogenizare.

Operaţia de diluare a alcoolului în apă este deosebit de necesară întrucît se preîntîmpină formarea în timpul hidrolizei a unui produs gelatinos şi este necesară reducerea concentraţiei excesiv de mare a bioxidului de siliciu în ortosilicat de etil.

După această operaţie, treptat, se toarnă toată cantitatea de ortosilicat de etil (şase litri) şi se amestecă tot timpul. Amestecarea ţine 45—50 min. Întrucît reacţia de hidroliză este exotermă amestecul trebuie lăsat să se răcească la temperatura camerei.

În cazul în care cantitatea necesară este suficient de mare ca procesul tehnologic să se poată mecaniza, se recomandă un amestecător mecanic, cu răcire permanentă a pereţilor vasului, în care caz temperatura nu va trebui să depăşească 45°C. Amestecul astfel format după ce s-a răcit se împarte în două vase. Într-unul se lasă 80% din cantitate (în cazul exemplului 8 l), iar în celălalt vas, restul, care va servi la diluarea vopselei, după fiecare vopsire. În cantitatea mare (80%) se toarnă treptat şi se amestecă continuu marşalita pregătită ca mai sus (15 kg), obţinîndu-se un lichid de culoare maro deschis.

Aceasta se lasă o oră — o oră jumătate, pînă ce ies toate bulele de aer ce s-au făcut cu ocazia formării vopselei, timp în care se mai amestecă de cîteva ori pentru accelerarea evacuării tuturor bulelor. Aceste bule sînt foarte dăunătoare, căci după uscare în ele va intra metalul care va copia forma şi deci nu va mai asigura netezirea suprafeţei aşa cum se doreşte.

Procesul tehnologic al vopsirii, în vederea obţinerii învelişului ceramic, cere o respectare strictă, deoarece orice abatare conduce la ratarea rezultatului dorit.

După ce s-a format vopseaua şi s-au evacuat toate bulele de aer, se pregătesc ciorchinii, în vederea vopsirii. Se degresează cu alcool tehnic şi se curăţă cu o perie moale şi subţire orice impuritate (fire de praf etc.). Se introduce în reţeaua de turnare a ciorchinelui un miez de lemn cu care se cufundă ciorchinele în vopsea. Se lasă să se scurgă vopseaua deasupra vasului în care s-a vopsit şi apoi se presară nisip calcinat şi cernut. Rolul acestuia din urmă este de a mări rezistenţa învelişului, de a facilita aderarea straturilor între ele şi de a preîntîmpina crăparea lor. Literatura de specialitate indică vopsirea a 3—6 straturi, practica noastră (în domeniul instrumentelor medicale) a dovedit însă că trei straturi, în cazul folosirii ortosilicatului de etil, sînt suficiente. Straturile sînt în ordinea vopsirii astfel : primul strat este foarte fin şi acoperă perfect toată suprafaţa ; stratul al doilea este un întăritor ; iar ultimul strat este cel de desăvîrşire a grosimii necesare.

Dacă piesa are goluri, acestea trebuie curăţate, după fiecare vopsire şi uscare, de nisipul suplimentar şi în general la exterior ciorchinii trebuie curăţaţi de excesul de nisip. De altfel se recomandă ca densitatea vopselei după aerometru să aibă limitele : stratul 1—1,685-1,71 ; stratul 2—1,64-1,67 ; stratul 3—1,61-1,63.

Trebuie reţinut în mod deosebit că pentru primul strat se va folosi numai vopsea în care nu s-a introdus nici un ciorchine pentru a doua oară, deoarece nisipul ce ar cădea în vopsea ar îngroşa-o şi nu ar permite ca pelicula primului strat să-şi păstreze fluiditatea şi astfel nu va fi de calitate bună.

Experienţa arată că uscarea ciorchinilor în aer este foarte dificilă şi nesigură. Rezultatele favorabile sînt întîmplătoare, ele fiind în funcţie de temperatura mediului ambiant, de circuitul curenţilor prin camera în care se usucă, de aşezarea lor pe tăvi la uscat etc. De aceea ne-am oprit asupra uscării în vapori de amoniac care, pe lîngă faptul că are un timp determinat de uscare pentru fiecare strat (3, 10 şi 15 min, pentru stratul 1, 2 şi respectiv 3), mult mai scurt ca uscarea în aer liber, îmbunătăţeşte în acelaşi timp şi calitatea învelişului în curs de formare. Vaporii de amoniac contribuie la desfăşurarea mai uniformă a proceselor neterminate ale hidrolizei, în toată grosimea stratului, nu numai la suprafeţele exterioare, ceea ce conduce de cele mai multe ori la crăparea învelişului.

Evacuarea şi împachetarea materialului fuzibil se face în mod obişnuit. Calcinarea se efectuează prin încălzirea formelor împreună cu cuptorul pînă la 900—920°C, cu o durată de menţinere la această temperatură de două ore.

Aşadar, ortosilicatul de etil poate fi considerat ca cel mai important constituent al vopselei. El trebuie preferat, deoarece prezintă o serie de avantaje. Vopseaua pe bază de ortosilicat de etil umple fidel toate cavităţile, striaţiile, denivelările, chiar şi diferitele sgîrieturi cît de fine. Calitatea suprafeţelor pieselor prin acest procedeu este superioară, atingînd clasa a VII-a de precizie (cu condiţia respectării stricte a procesului tehnologic). Învelişul se îndepărtează foarte uşor, cu mîna liberă, iar în cazul cînd se lipeşte de piesa turnată se înlătură prin fierbere într-o soluţie de sodă caustică.

Deşi prezintă unele avantaje (cele menţionate nefiind singurele) procedeul are dezavantajele sale : materialul folosit este scump şi deocamdată se procură din import ; din punct de vedere al protecţiei muncii reţeta noastră este mai nocivă decît cea cu silicat de sodiu ; procedeul însuşi de preparare a vopselei este mai laborios decît cel folosit în cazul silicatului de sodiu.

În cazul unei producţii de instrumente medicale, pompe de injecţie, piese detaşate, ce intră în componenţa subansamblelor supuse la turaţii mari (rotoare mici etc.), este indicat a se folosi ortosilicatul de etil, ca element de bază în prepararea vopselei.

Construcția de mașini

CZ 621.434.1.018

Caracteristica externă a motorului de automobil cu carburator

IGOR MIHAILOVICI LENIN
Prof. dr. în științe tehnice

Cu ocazia lunii prieteniei romîno-sovietice, în țara noastră a sosit tov. prof. dr. ing. Igor Mihailovici Lenin, profesor de teoria motoarelor de automobile, șeful catedrei de motoare de automobile și tractoare din Institutul de automobile și tractoare (MAMI) din Moscova.

Igor Mihailovici Lenin s-a născut la Moscova în anul 1905. Încă din tinerețe Igor Mihailovici Lenin a fost un pasionat al motoarelor de automobile. La absolvirea Institutului de mecanică Lomonosov din Moscova, în anul 1929, I. M. Lenin a fost reținut în acest Institut pentru munca științifică și pedagogică în domeniul motoarelor de automobile și al automobilelor.

După o bogată activitate de cercetări tehnico-științifice desfășurată în laboratoare și uzine, I. M. Lenin a obținut titlul științific de docent (1932) și apoi de candidat în științe tehnice (1938). Titlul științific de doctor în științe tehnice a fost acordat lui I. M. Lenin la susținerea cu succes a tezei de doctorat (1945), iar gradul didactic de profesor, în anul 1946. În același an a fost numit șeful catedrei de motoare de automobile și tractoare din Institutul de automobile și tractoare din Moscova (MAMI) pe care o conduce și astăzi. Pînă în prezent, tov. prof dr. ing. I. M. Lenin a pregătit peste 30 de candidați în științe tehnice.

Prof. dr. ing. I. M. Lenin este autorul a peste 100 de lucrări, precum și al unor părți din diferite îndrumare pentru construcția de mașini.

Activitatea tehnico-științifică multilaterală a tov. prof. dr. ing. I. M. Lenin se reflectă și în rezolvarea cu succes a unui mare număr de probleme care prezintă un deosebit interes atît pentru teoria motoarelor de automobile, cît și pentru practica construcției acestora.

Prof. dr. ing. I. M. Lenin a susținut numeroase referate și conferințe tehnico-științifice în fața inginerilor și tehnicienilor din Moscova, Leningrad, Tbilisi, Riga și alte orașe din U.R.S.S., precum și din București, Praga și Liberec.

Cu ocazia vizitei sale în țară, revista noastră a solicitat tovarășului prof. dr. ing. I. M. Lenin să publice un articol pentru cititorii săi.

În lucrarea pe care o publicăm, tov. prof. dr. ing. I. M. Lenin abordează problema determinării prin calcul a carcteristicii de turație cu obturatorul complet deschis (caracteristică externă) pentru motoarele de automobil. În acest domeniu, contribuția tov. prof. dr. ing. I. M. Lenin este originală, el fundamentînd pentru prima oară o teorie completă a procesului de umplere cu încărcătură proaspătă a cilindrului și legat de aceasta, o metodă de calcul al caracteristicii externe. Tov. prof. dr. ing. I. M. Lenin a elaborat noțiunea de caracteristică externă relativă unică, arătînd că toate motoarele cu carburator de automobile își înscriu caracteristicile externe într-o singură formă, dacă aprecierea lor se face în coordonate relative.

Prin această lucrare se dispune de o metodă valabilă, verificată experimental, pentru predeterminarea caracteristicii externe a motoarelor cu carburator, de automobile, problemă extrem de importantă pentru practică.

I. *Umplerea gravimetrică a motoarelor*

Calitățile dinamice și, într-o anumită măsură, calitățile economice ale automobilului sînt determinate de puterea pe care o dezvoltă motorul lui la diferite viteze de deplasare.

Reprezentarea grafică a puterii motorului în funcție de turația arborelui cotit atunci cînd obturatorul este complet deschis reprezintă o curbă care poartă numele de caracteristica externă.

La proiectarea, încercarea și studierea motoarelor de automobile și a automobilelor, caracteristica externă are un rol foarte important.

Pînă în prezent, sînt cunoscute numai formule empirice cu care se poate determina caracteristica externă cu anumite erori. Aceste dependențe, care nu sînt legate de construcția și de condițiile în care lucrează motorul, sînt lipsite de obicei de sens fizic și, de aceea, prezintă un interes relativ mic.

În cele ce urmează se prezintă o metodă în care, cu o anumită aproximație, ansamblul complex al fenomenelor termodinamice și dinamice este legat de caracteristica externă.

Volumul amestecului care pătrunde în cilindrii motorului. Factorul principal care determină alura caracteristicii externe a motorului este umplerea gravimetrică ce poate fi determinată analitic cu ajutorul ecuației cunoscute :

$$G = \frac{p_a V_{am}}{RT_a} \cdot \frac{n}{2} \cdot i \cdot 60, \text{ kgf/h}, \qquad (1)$$

în care :

p_a este presiunea medie din cilindru, în procesul de admisiune ;

V_{am} — volumul amestecului care pătrunde în cilindrul motorului ;

T_a — temperatura din cilindru la sfîrşitul procesului de admisiune ;

n — turaţia arborelui cotit ;

i — numărul de cilindri ai motorului.

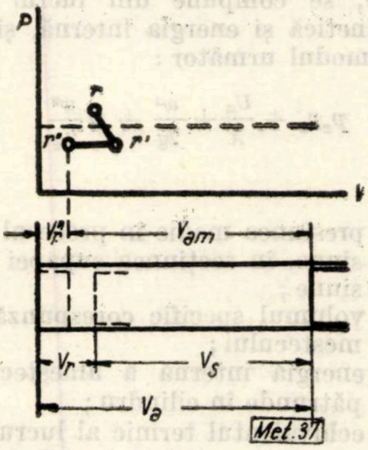


Fig. 1

Volumul amestecului V_{am} care a intrat în cilindrul motorului este egal cu diferenţa dintre volumul întregului cilindru V_a şi volumul gazelor arse reziduale $V_{r''}$. La finele procesului de evacuare, gazele reziduale ocupau volumul camerei de ardere V_r, avînd presiunea p_r şi temperatura T_r. În procesul de admisiune al amestecului proaspăt, gazele reziduale şi-au micşorat presiunea pînă la presiunea de admisiune p_a (linia rr' din fig. 1) şi ulterior au fost comprimate datorită cedării de căldură către amestecul proaspăt (linia $r'r''$). Greutatea gazelor reziduale în procesul de admisiune nu variază şi prin urmare :

$$G_r = G_{r'} = G_{r''},$$

de unde :

$$\frac{p_r V_r}{T_r} = \frac{p_a V_{r''}}{T_a}.$$

În acest mod, volumul redus al gazelor reziduale $V_{r''}$ la finele admisiunii se determină cu următoarea relaţie :

$$V_{r''} = \frac{p_r T_a}{p_a T_r} V_r = \delta V_r.$$

Folosind relaţia obţinută, se determină volumul redus al amestecului proaspăt :

$$V_{am} = V_a - \delta \cdot V_r = V_s + V_r (1 - \delta),$$

în care V_s este volumul de lucru al cilindrului sau, utilizînd noţiunea de raport de comprimare al motorului, se obţine :

$$V_{am} = \frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1} V_s.$$

Calculele preliminare arată că mărimea δ, la funcţionarea motorului pe caracteristica externă, este apropiată de 0,5, crescînd foarte puţin pe măsura creşterii turaţiei arborelui cotit, ceea ce se confirmă prin următoarele date calculate, menţinînd T_a şi T_r constante :

p_a	0,95	0,90	0,85	0,80
p_r	1,05	1,10	1,15	1,20
δ	0,42	0,46	0,51	0,57

În acest mod, dacă mărimea δ este apropiată de 0,5, amestecul proaspăt în motorul cu carburator sau aerul în motorul Diesel ocupă nu numai volumul de lucru al cilindrului, ci şi aproximativ jumătate din volumul camerei de ardere, astfel că, la motoarele cu raporturi de comprimare ridicate, datorită micşorării cantităţii de gaze reziduale, volumul amestecului proaspăt, care pătrunde în cilindrii motorului, într-o anumită măsură se micşorează. Acest lucru poate fi ilustrat prin următoarele date calculate, expuse în figura 2 :

ε	4	6	8	10
$\frac{V_{am}}{V_s}$, %	117	110	107	105

Pentru precizarea definitivă a volumului ocupat de amestecul proaspăt trebuie arătat că, în relaţiile matematice expuse anterior, nu s-a luat în considerare refularea amestecului proaspăt în conducta de admisiune, care apare la turaţii reduse ale arborelui motorului, ca urmare a întîrzierii la închiderea supapei de admisiune. Dacă se ţine seamă şi de această pierdere prin coeficientul de încărcare ξ, care

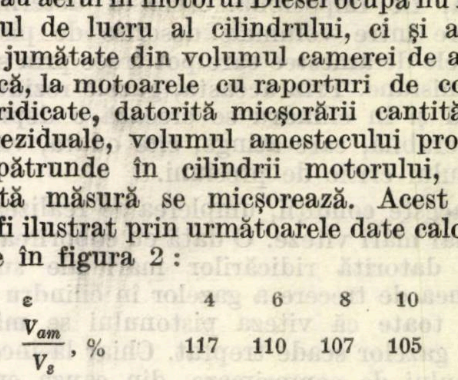


Fig. 2

are valori subunitare la turaţii mici, ecuaţia (1) capătă următoarea formă :

$$G = \frac{p_a V_{am}}{R T_a} \xi \cdot n \cdot i \cdot 30, \text{ kgf/h.} \qquad (2)$$

Trebuie arătat că refularea nu se studiază în mod special în cadrul lucrării de faţă, iar importanța ei cantitativă va fi stabilită numai prin compararea datelor de calcul și experimentale.

Presiunea medie de admisiune. Procesul de scurgere al amestecului proaspăt prin deschiderea supapei poate avea loc numai în prezența unei căderi de presiune între colector și cilindrul motorului, adică înainte și după supapă. O asemenea cădere de presiune poate apărea ca rezultat al scăderii presiunii în cilindru sau al creșterii de scurtă durată a presiunii în colector, lîngă supapă, pe seama inerției curentului de amestec ce se deplasează rapid de la carburator spre supapă.

În momentul cînd pistonul începe să coboare, supapa de admisiune este la începutul deschiderii sale, sau este complet închisă. Ca rezultat, trecerea amestecului în cilindru este fie puternic frînată, fie imposibilă. Aceasta determină o decalare între volumele descrise de piston și volumele de amestec care pot trece prin supapa de admisiune. Prin aceasta, gazele reziduale se destind și în cilindru se creează o depresiune considerabilă, care atinge, cîte odată, valoarea raportului critic de presiuni.

În aceste condiții, umplerea se realizează cu cele mai mari viteze. O dată cu coborîrea pistonului, datorită ridicărilor mari ale supapei, secțiunea de trecere a gazelor în cilindru crește și, cu toate că viteza pistonului se mărește, viteza gazelor scade treptat. Chiar la începutul procesului de comprimare, din cauza creșterii lente a presiunii din cilindru, la turații mici ale motorului are loc refularea în colectorul de admisiune, iar la turații mari se produce umplerea suplimentară, „postumplerea" cilindrului, pe seama inerției gazelor, care se deplasează rapid în colectorul de admisiune.

În acest fel, în timpul admisiunii, presiunea din cilindru variază continuu, fapt confirmat de o serie de diagrame ridicate, dintre care una este reprezentată în figura 3.

Determinarea umplerii gravimetrice a motorului ținînd seamă de variația presiunii de-a lungul cursei pistonului este dificilă și necesită efectuarea unor lucrări analitice și experimentale suplimentare.

În scopul simplificării concluziilor ulterioare, se presupune că procesul de admisiune se realizează cu o anumită viteză medie a gazelor, constantă în lungul cursei pistonului. În această ipoteză, presiunea de admisiune p_a, o dată cu coborîrea pistonului, trebuie să rămînă de asemenea constantă pentru turația și sarcina considerată a motorului.

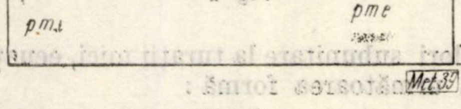


Fig. 3

Pentru determinarea analitică a presiunii de admisiune p_a se poate scrie ecuația conservării energiei curentului de amestec carburant sau aer pentru două secțiuni. Prima se referă la aerul care înconjură motorul, iar a doua la secțiunea supapei de admisiune.

Energia totală a unui kilogram de amestec, care trece prin secțiunea oferită de supapa de admisiune, se compune din lucrul mecanic, energia cinetică și energia internă, și poate fi scrisă în modul următor :

$$p_x v_x + \frac{U_x}{A} + \frac{w^2}{2g} + \psi \frac{w^2}{2g},$$

în care :

p_x este presiunea medie în procesul de admisiune, în secțiunea supapei de admisiune ;

v_x — volumul specific corespunzător al amestecului ;

U_x — energia internă a amestecului care pătrunde în cilindru ;

A — echivalentul termic al lucrului mecanic, egal cu 1/427 kcal/kgf.m ;

w — viteza medie a amestecului care trece pe lîngă supapa de admisiune ;

ψ — coeficientul global de pierderi în faza de admisiune.

O expresie similară pentru 1 kg de aer (neglijînd combustibilul), care se găsește în mediul înconjurător, capătă forma :

$$p_0 v_0 + \frac{U_0}{A},$$

în care p_0, v_0 și U_0 sînt respectiv presiunea, volumul specific și energia internă a aerului care se găsește în mediul înconjurător.

Procesul de scurgere al amestecului sau aerului prin colector este similar cu procesul de laminare, în care pot lipsi pierderile de căldură în exterior și lucrul mecanic. Pe baza acestei ipoteze, cantitățile totale de energie pentru cele două secțiuni alese trebuie să fie egale :

$$p_x v_x + \frac{U_x}{A} + \frac{w^2}{2g} + \psi \frac{w^2}{2g} = p_0 v_0 + \frac{U_0}{A},$$

de unde :

$$w = \frac{1}{\sqrt{1+\psi}} \sqrt{2g \frac{k}{k-1} (p_0 v_0 - p_x v_x)}.$$

Procesul de schimbare a stării amestecului sau aerului, care se deplasează prin colectorul de admisiune și prin secțiunea oferită de supapa de admisiune, poate fi considerat adiabatic, cu exponentul k, considerînd că preîncălzirea amestecului în motoarele cu carburator compensează căldura latentă de vaporizare a combustibilului. În acest caz:

$$p_x v_x^k = p_0 v_0^k$$

și, prin urmare:

$$w = \frac{1}{\sqrt{1+\psi}} \sqrt{2g \frac{k}{k-1} p_0 v_0 \left[1 - \left(\frac{p_x}{p_0}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right]}.$$

Expresia obținută, care stabilește viteza amestecului care pătrunde în cilindrul motorului, poate fi pusă sub următoarea formă:

$$w = \varphi \sqrt{2g \frac{k}{k-1} p_0 v_0 \left[1 - \left(\frac{p_a}{p_0}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right]},$$

unde, în locul presiunii medii în procesul de admisiune în secțiunea supapei, p_x, este introdusă presiunea medie din cilindru în procesul de admisiune p_a. În afară de aceasta, în locul lui $\frac{1}{\sqrt{1+\psi}}$ a fost introdus un coeficient de viteză φ, care trebuie, de asemenea, să țină seamă de lipsa de precizie, relativ mică, care apare prin înlocuirea lui p_x prin p_a. În realitate, presiunile p_x și p_a trebuie să fie destul de apropiate, deoarece la trecerea amestecului prin secțiunea supapei de admisiune se formează turbioane ce se mențin în decursul întregului proces de admisiune.

Viteza amestecului care trece prin secțiunea oferită de supapa de admisiune poate fi, de asemenea, determinată prin raportarea volumului V_{am} de gaz, care pătrunde prin secțiunea de admisiune, la secțiunea-timp $\int f dt$ corespunzătoare rotirii manivelei cu 180°, care numeric este egală cu:

$$\frac{30 f}{n}, \text{ m}^2 \cdot \text{s}.$$

Ținînd seamă de cele expuse, se determină viteza medie a amestecului sau a aerului care trece prin secțiunea de admisiune:

$$w = \frac{V_{am} n}{30 f} = \frac{V_s n}{30 f} \cdot \frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}.$$

Comparînd ecuațiile care stabilesc vitezele gazelor în secțiunea de admisiune, se obține posibilitatea de a determina presiunea medie în procesul de admisiune p_a, care interesează în funcție de turația arborelui cotit:

$$p_a = p_0 \left[1 - \frac{n^2}{2g \frac{k}{k-1} p_0 v_0 900} \left(\frac{V_s}{f}\right)^2 \frac{1}{\varphi^2} \left(\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\right)^2\right]^{\frac{k}{k-1}}. \quad (3)$$

În ecuația obținută apare o serie de parametri termodinamici, care nu sînt legați de particularitățile constructive ale unui anumit motor. Să determinăm valorile numerice ale acestor parametri pentru $p_0 = 10\,000$ kgf/m², $v_0 = 0{,}845$ m³/kgf și $k = 1{,}4$:

$$2g \frac{k}{k-1} p_0 v_0 900 = 520 \cdot 10^6.$$

Înlocuind valoarea obținută în ecuația care stabilește presiunea medie a gazelor în procesul de admisiune, se obține:

$$p_a = p_0 \left[1 - \frac{n^2}{520 \cdot 10^6} \left(\frac{V_s}{f}\right)^2 \left(\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\right)^2 \frac{1}{\varphi^2}\right]^{\frac{k}{k-1}}. \quad (4)$$

Ecuația obținută permite să se tragă concluzia că presiunea medie a gazelor în procesul de admisiune este determinată, în principal, de raportul dintre cilindree și aria secțiunii de trecere oferită de supapa de admisiune, de rezistențele colectorului de admisiune și de turația arborelui cotit și, într-o măsură mai mică, de raportul de comprimare al motorului.

Presiunea de admisiune are o influență hotărîtoare asupra desfășurării ciclului de lucru al motorului, deoarece, menținînd identice celelalte condiții, umplerea gravimetrică a motorului, presiunea la finele compresiei, la finele arderii și la finele destinderii sînt direct proporționale cu presiunea gazelor în procesul de admisiune.

Cu ajutorul formulei arătate au fost determinate presiunile de admisiune pentru motorul cu cilindree de un litru, cu o secțiune de trecere a gazelor prin supapa de admisiune de 10 cm² și un coeficient φ care caracterizează rezistența canalului de admisiune, egal cu 0,75, pentru un raport de comprimare variabil de la 4—10.

Rezultatele calculelor (fig. 4) arată că, pentru aceleași condiții, motoarele cu raporturi de comprimare ridicate au presiuni de admisiune mai ridicate. Aceasta se explică prin aceea că, în motoarele cu raporturi de comprimare mărite, se micșorează creșterea volumului amestecului proaspăt (ca rezultat al reducerii volumului gazelor reziduale) și se micșorează

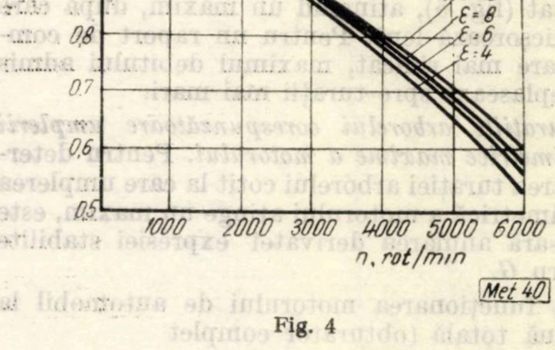


Fig. 4

vitezele gazelor la intrarea în supapa de admisiune, ceea ce, desigur, se reflectă asupra căderii de presiune $p_o - p_a$.

Debitul gravimetric admis în motor. Relațiile analitice găsite, care determină presiunea de

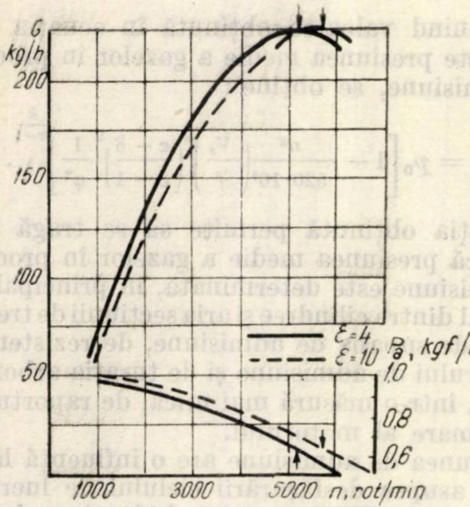


Fig. 5

admisiune și volumul gazelor care pătrund în cilindrul motorului pentru un ciclu, permit găsirea debitului gravimetric admis în motor.

Folosind ecuația (1), se obține :

$$G = \left[1 - \frac{n^2}{520 \cdot 10^6}\left(\frac{V_s}{f}\right)^2 \frac{1}{\varphi^2}\left(\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\right)^2\right]^{\frac{k}{k-1}} \frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1} \cdot$$

$$\cdot \frac{p_0 V_s}{R T_a} n i 30, \text{kg/h}. \qquad (5)$$

Analiza expresiei obținute arată că, o dată cu creșterea turației arborelui, debitul admis crește treptat (fig. 5), atingînd un maxim, după care se micșorează lent. Pentru un raport de comprimare mai ridicat, maximul debitului admis se deplasează spre turații mai mari.

Turațiile arborelui corespunzătoare umplerii gravimetrice maxime a motorului. Pentru determinarea turației arborelui cotit la care umplerea gravimetrică a motorului atinge un maxim, este necesară anularea derivatei expresiei stabilite pentru *G*.

La funcționarea motorului de automobil la sarcină totală (obturator complet deschis), în scopul simplificării concluziei ce va urma, considerăm, cu o eroare neînsemnată, că temperatura la sfîrșitul admisiunii T_a, coeficientul de rezistență al colectorului de admisiune φ și coeficientul $\delta = \frac{p_r T_a}{p_a T_r}$ sînt constante și nu depind de turația arborelui cotit.

Cu aceste ipoteze, ecuația care stabilește debitul gravimetric admis capătă următoarea formă :

$$G = (1 - a n^2)^{\frac{k}{k-1}} b n, \qquad (6)$$

în care mărimile constante *a* și *b* se determină din următoarele expresii :

$$a = \frac{1}{520 \cdot 10^6}\left(\frac{V_s}{f}\right)^2 \frac{1}{\varphi^2}\left(\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\right)^2,$$

$$b = \frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1} \frac{p_0 V_s}{R T_a} i \cdot 30.$$

Pentru determinarea turației arborelui, n_G, pentru care umplerea gravimetrică atinge cea mai mare valoare, prin diferențierea ecuației (6) se obține :

$$\frac{k}{k-1}(1 - a n^2)^{\frac{k}{k-1}}(-2 a n^2) n +$$

$$+ (1 - a n^2)^{\frac{k}{k-1}} = 0. \qquad (7)$$

După înlocuirea exponentului adiabatic, ecuația (7) capătă forma :

$$7 (1 - a n^2)^{2,5} a n^2 = (1 - a n^2)^{3,5},$$

de unde :

$$n_G = \sqrt{\frac{1}{8a}} = 0,353 \sqrt{\frac{1}{a}},$$

sau înlocuind valoarea lui *a*, se obține :

$$n_G = 0,353 \sqrt{520} - 10^3 \frac{f}{V_s} \varphi \frac{\varepsilon - 1}{\varepsilon - \delta} = 8100 \frac{f}{V_s} \varphi \frac{\varepsilon - 1}{\varepsilon - \delta}. \qquad (8)$$

Deci, turațiile arborelui care corespund umplerii gravimetrice maxime sînt determinate de : mărimea secțiunii oferite de supapa de admisiune care revine unui litru de cilindree, de rezistența colectorului de admisiune și, într-o măsură mai mică, de raportul de comprimare.

Dependența turațiilor la care umplerea gravimetrică atinge maximul, față de raportul de comprimare pentru $\delta = 0,5$, poate fi determinată din următoarea tabelă :

ε	4	6	8	10	12
n_G	$6\,950 \frac{f}{V_s} \varphi$	$7350 \frac{f}{V_s} \varphi$	$7\,550 \frac{f}{V_s} \varphi$	$7\,650 \frac{f}{V_s} \varphi$	$7\,750 \frac{f}{V_s} \varphi$
n_G, %	94,5	100,0	102,5	104,0	105,5

Aceste date arată că, o dată cu creșterea raportului de comprimare al motorului, turațiile n_G, la care debitul gravimetric admis atinge maximul, cresc.

Totuși, așa cum rezultă din tabelă și figura 6, la raporturi de comprimare ε mari, creșterea lui n_G devine mai puțin importantă.

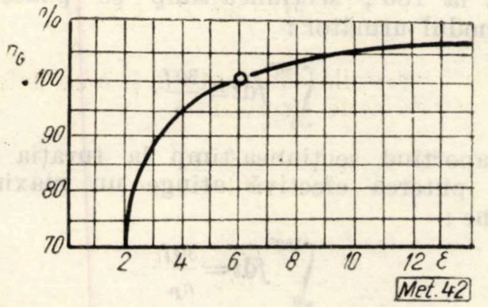


Fig. 6

Suprafața specifică pentru trecerea gazelor în secțiunea de admisiune. Pentru determinarea dependenței dintre rapiditatea motorului și suprafața de trecere a gazelor prin secțiunea oferită de supapa de admisiune, expresia (8) se pune sub forma:

$$\frac{f}{V_s n_G} = \frac{1}{8100\,\varphi} \cdot \frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}. \tag{9}$$

Dacă se ține seamă că majoritatea motoarelor de automobil cu carburator are colectorul de admisiune turnat din fontă și raportul de comprimare apropiat de valoarea 6, atunci se poate considera, cu o eroare nu prea mare, că pentru toate motoarele:

$$\varphi \approx \textit{const}.$$

și prin urmare:

$$\frac{f}{V_s n_G} = \frac{1}{7350\,\varphi} \approx \textit{const}.$$

De aici rezultă că raportul dintre aria suprafeței de trecere a gazelor prin secțiunea de admisiune și produsul cilindreei cu turația arborelui, pentru care umplerea gravimetrică atinge un maxim, reprezintă o mărime constantă pentru toate motoarele cu raporturi de comprimare apropiate și construcții asemănătoare ale colectoarelor de admisiune.

Pentru determinarea valorii numerice a mărimii $f/V_s n_G$, constantă pentru marea majoritate a motoarelor cu carburator și exprimată în m^2/m^3 rot/min, este mai judicios să se schimbe dimensiunea în cm^2/l și să se raporteze valoarea indicată la turația de 1 000 rot/min, așa cum este uzual în practica motoarelor de automobil.

Se obține:

$$\frac{f}{V_s n_G} = \frac{1}{7350\,\varphi} \cdot \frac{m^3}{m^2 \text{rot/min}} = \frac{1}{7350\,\varphi} \cdot 1\,000 =$$

$$= \frac{1{,}36}{\varphi} \cdot \frac{cm^2}{l \cdot 1\,000\ \text{rot/min}}.$$

Mărimea φ care caracterizează rezistențele colectorului de admisiune, pentru motoarele cu carburator în patru timpi cu colectoare turnate din fontă, pe baza calculului și a datelor experimentale, este apropiată de 0,75. În cazul $\varphi = 0{,}75$:

$$\frac{f}{V_s n_G} = 1{,}81 \frac{cm^2}{l \cdot 1\,000\ \text{rot/min}}.$$

Această mărime constantă, care, în mod logic, trebuie denumită „suprafața specifică de trecere a gazelor prin supapa de admisiune", este de dorit să fie determinată prin încercarea mai multor motoare. Acest lucru este însă dificil, deoarece motoarele de automobil se încearcă rar la turațiile pentru care debitul gravimetric admis este maxim. Turația n_P, la care puterea efectivă a motorului atinge valoarea maximă, este cu 30–35% mai mică decît turația n_G corespunzătoare debitului gravimetric maxim admis, lucru care este confirmat de datele încercărilor prezentate în figura 7.

Acest lucru este justificat pentru motorul care lucrează la admisiune totală (obturator complet deschis), fiind în stare bună de funcționare și cu piesele bine rodate.

Considerînd, pe baza calculului și experienței, că

$$n_G = 1{,}35\, n_P,$$

se determină suprafața specifică pentru trecerea gazelor prin secțiunea supapei de admisiune:

$$\frac{f}{V_s\, 1{,}35\, n_P} = 1{,}81 \frac{cm^2}{l \cdot 1\,000\ \text{rot/min}},$$

de unde:

$$\frac{f}{V_s n_P} = 2{,}44 \frac{cm^2}{l \cdot 1\,000\ \text{rot/min}}.$$

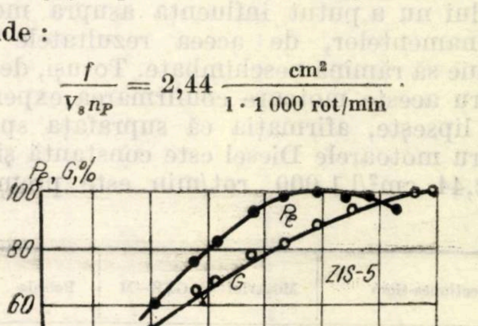


Fig. 7

În acest mod, la proiectarea motoarelor cu faze de distribuție obișnuite și cu o turație dată n_P, la care trebuie să se obțină puterea cea mai mare, pentru fiecare 1 000 rot/min ale arborelui este necesar să se asigure o suprafață de trecere a gazelor prin supapa de admisiune de 2,44 cm² pentru fiecare litru de cilindree (fără să se țină seamă de ridicarea supapei după punctul mort interior).

Pentru confirmarea valorii obținute a lui $f/V_s n_P$ aceasta este determinată pentru o serie de motoare executate (rezultatele calculelor fiind date în tabela 1).

Tabela 1

Motorul	Suprafața de trecere a gazelor prin supapa de admisiune la coborîrea pistonului de la punctul mort interior pînă la punctul mort exterior, cm²	Cilindreea, *l*	Turația, rot/min	$\frac{f}{V_s \cdot n_P}$ $\frac{\text{cm}^2}{l\cdot 1\,000\ \text{rot/min}}$
Moskvici	2,22	0,27	3 400	2,42
GAZ–M	4,22	0,82	2 800	2,35
Pobeda	4,80	0,53	3 600	2,51
ZIL–110	6,60	0,75	3 600	2,45
GAZ–51	4,53	0,58	3 300*	2,38
ZIL–120	7,00	0,92	3 000*	2,53
Ford 2G8T	4,90	0,62	3 300	2,40
Studebaker I S–6	6,10	0,87	2 900*	2,42
Hercules	6,56	1,17	2 400	2,34
Buick	4,06	0,56	3 000	2,42

* Fără limitator pentru turația maximă a arborelui motorului.

Datele tabelei demonstrează în mod convingător că valorile $f/V_s n_P$, determinate analitic și găsite pe cale experimentală, sînt aproape identice și că această mărime o putem considera într-adevăr constantă pentru motoarele cu carburator.

Se poate emite ipoteza că, pentru motoarele cu aprindere prin comprimare (Diesel), mărimea suprafeței specifice de asemenea rămîne constantă și păstrează valoarea găsită. Într-adevăr, la deducerea dependenței analitice specificul ciclului nu a putut influența asupra mersului raționamentelor, de aceea rezultatele finale trebuie să rămînă neschimbate. Totuși, deoarece pentru aceste motoare confirmarea experimentală lipsește, afirmația că suprafața specifică pentru motoarele Diesel este constantă și egală cu 2,44 cm²/l.1 000 rot/min este prematură.

Secțiunea-timp. Secțiunea-timp $\int f dt$ la deschiderea supapei de admisiune în decursul a $\varphi°$ unghi de rotație a arborelui cotit la turația de n rot/min, și suprafața de trecere a gazelor prin supapa de admisiune f poate fi determinată din expresia:

$$\int_{t_0}^{t_\varphi} f\,dt = f\cdot\frac{60\,\varphi}{n\cdot 360} = f\cdot\frac{\varphi}{6\,n}. \tag{10}$$

Pentru motoarele în patru timpi, determinînd ca și mai înainte deschiderea supapei de admisiune în timpul rotirii arborelui cotit de la 0 pînă la 180°, secțiunea-timp se poate găsi în modul următor:

$$\int_{t_0}^{180°} f\,dt = \frac{30\,f}{n}.$$

Raportînd secțiunea-timp la turația n_P, la care puterea efectivă atinge un maxim, se obține:

$$\int_{0}^{180°} f\,dt = \frac{30\,f}{n_P}. \tag{11}$$

Pe de altă parte, conform celor demonstrate,

$$\frac{f}{V_s\,n_P} = 2{,}44\,\frac{\text{cm}^2}{1\cdot 1\,000\ \text{rot/min}} \approx \text{const.} \tag{12}$$

Comparînd expresiile (11) și (12), se poate ajunge ușor la concluzia că suprafața specifică de trecere a gazelor prin supapa de admisiune reprezintă secțiunea-timp, raportată la un litru cilindree, adică secțiunea-timp litrică, micșorată de 30 de ori.

De aici rezultă că, dacă:

$$\frac{f}{V_s\,n_P} \approx \textit{const.},$$

atunci:

$$\frac{\int f\,dt}{V_s} = \frac{30\,f}{V_s\,n_P} \approx \textit{const.},$$

adică secțiunea-timp litrică pentru turația n_P, corespunzătoare puterii efective maxime, este de asemenea o mărime constantă pentru toate motoarele cu carburator în patru timpi și este numeric egală cu:

$$\frac{\int f\,dt}{V_s} = \frac{30\,f}{V_s\,n_P} = 30\,\frac{2{,}44}{1\,000} = \frac{73}{1\,000},\ \frac{\text{cm}^2\cdot\text{s}}{1}.$$

În tabela 2 este dată secțiunea-timp, raportată la un litru cilindree, pentru zece motoare.

Tabela 2

Secțiunea-timp	Moskvici	GAZ–M	Pobeda	ZIL–110	GAZ-51	ZIL-120	Ford	Studebaker	Hercules	Buick
$1\,000\,\frac{\int f dt}{V_s}\,\frac{\text{cm}^2.\text{s}}{l}$	72,5	70,5	75,3	73,5	71,5	76,0	72,0	72,5	70,2	72,5

Este natural că și datele experimentale privitoare la determinarea secțiunii-timp, raportată la un litru cilindree, au arătat o coincidență bună cu valoarea determinată pe cale analitică.

Umplerea gravimetrică relativă unitară a motoarelor de automobil cu carburator. Pentru determinarea presiunii medii a gazelor în procesul de admisiune, noi am propus o relaţie analitică scrisă sub forma ecuaţiei (4).

În continuare, la determinarea turaţiei arborelui cotit, la care umplerea gravimetrică atinge valoarea maximă, s-a demonstrat că raportul $f/V_s\, n_G$ se determină din ecuaţia (9).

Mărimea $\frac{V_s}{f}\cdot\frac{1}{\varphi}\cdot\frac{\varepsilon-\delta}{\varepsilon-1}$, care determină presiunea de admisiune p_a, este egală [ecuaţia (9)] cu:

$$\frac{V_s}{f}\cdot\frac{1}{\varphi}\cdot\frac{\varepsilon-\delta}{\varepsilon-1}=\frac{8\,100}{n_G}.$$

Înlocuind expresia obţinută în ecuaţia (4), care stabileşte presiunea de admisiune, se obţine:

$$p_a=p_0\left[1-\frac{n^2}{520\cdot 10^6}\left(\frac{8\,100}{n_G}\right)^2\right]^{\frac{k}{k-1}},$$

sau după transformări:

$$p_a=p_0\left[1-0{,}126\left(\frac{n}{n_G}\right)^2\right]^{\frac{k}{k-1}}. \qquad (13)$$

În acest mod, cu o eroare mică, se poate considera că presiunea medie a gazelor în procesul de admisiune este determinată în principal de raportul dintre turaţia n, la care se determină presiunea de admisiune, şi turaţia n_G corespunzătoare umplerii gravimetrice maxime.

Conform celor demonstrate anterior, debitul gravimetric admis poate fi determinat aproximativ din expresia:

$$G=\frac{p_a V_s}{RT_a}\cdot\frac{\varepsilon-\delta}{\varepsilon-1}\cdot i\cdot n\cdot 30,\ \text{kg/h}. \qquad (14)$$

Pentru determinarea umplerii gravimetrice relative a motorului este necesar să se găsească dependenţa mărimii umplerii gravimetrice G la turaţia dată n în raport cu umplerea gravimetrică maximă G_G, care are loc la turaţia corespunzătoare.

În acest caz se obţine:

$$\frac{G}{G_G}=\frac{\dfrac{p_a V_s}{RT_a}\cdot i\cdot n\cdot 30\,\dfrac{\varepsilon-\delta}{\varepsilon-1}}{\dfrac{p_{a_G}\cdot V_s}{RT_a}\cdot i\cdot n_G\cdot 30\,\dfrac{\varepsilon-\delta}{\varepsilon-1}}.$$

Considerînd, ca şi mai înainte, că temperatura la sfîrşitul admisiunii nu depinde de turaţia arborelui cotit, rezultă:

$$\frac{G}{G_G}=\frac{p_a\, n}{p_{a_G}\, n_G}. \qquad (15)$$

Introducînd valorile presiunilor de admisiune p_a [ecuaţia (13)], se obţine:

$$\frac{G}{G_G}=\frac{\left[1-0{,}126\left(\frac{n}{n_G}\right)^2\right]^{\frac{k}{k-1}}}{(1-0{,}126)^{\frac{k}{k-1}}}\cdot\frac{n}{n_G},$$

sau după transformări (pentru $k=1{,}4$):

$$\frac{G}{G_G}=1{,}60\left[1-0{,}126\left(\frac{n}{n_G}\right)^2\right]^{3.5}\cdot\frac{n}{n_G}. \qquad (16)$$

Dependenţa găsită, reprezentată în figura 8, arată că, pentru motoarele care au supapele de admisiune similare din punct de vedere constructiv şi care nu se deosebesc prea mult în ceea ce priveşte mărimea fazelor de distribuţie, umplerea gravimetrică relativă depinde numai de raportul dintre turaţia arborelui n, pentru care se determină umplerea gravimetrică, şi turaţia n_G corespunzătoare umplerii gravimetrice maxime.

Utilizarea practică a relaţiei stabilite este mai comodă dacă umplerea gravimetrică relativă se determină nu în raport cu umplerea gravimetrică maximă G_G la turaţia n_G la care motoarele se încearcă rar, deoarece aceste turaţii depăşesc cu aproximativ 35% turaţiile n_P corespunzătoare puterii efective maxime, ci în raport cu umplerea gravimetrică G_P, corespunzătoare turaţiei n_P.

Pentru determinarea umplerii gravimetrice relative, corespunzătoare puterii efective maxime, în cazul unui motor rodat şi care corespunde din punct de vedere al stării mecanice, este necesar să se înlocuiască în ecuaţia (16):

$$n_G=1{,}36\,n_P.$$

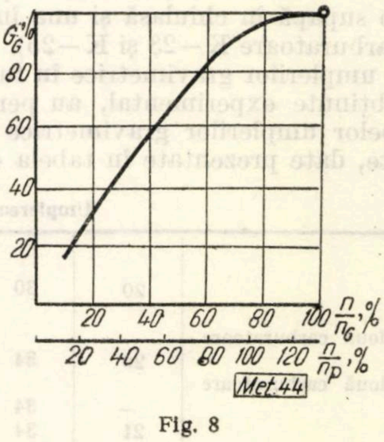


Fig. 8

În acest caz rezultă:

$$\frac{G_P}{G_G}=1{,}60\left[1-0{,}126\left(\frac{n_P}{1{,}35\,n_P}\right)^2\right]^{3,5}\frac{n_P}{1{,}35\,n_P}=$$

$$=1{,}18\,(1-0{,}068)^{3,5}=0{,}92.$$

În acest mod, umplerea gravimetrică relativă a motorului, corespunzătoare vîrfului caracteristicii externe, reprezintă 92% din umplerea gravimetrică maximă G_G, ceea ce concordă bine cu datele experimentale. În calculele ce urmează, această mărime a umplerii gravimetrice G_P se va considera, pentru uşurinţă, 100%. În aceste condiţii, umplerea gravimetrică maximă G_G va reprezenta 109% din $G_{P\,max}$.

Pentru determinarea umplerii gravimetrice relative în raport cu G_P la turaţia n_P se înlocuieşte G_G prin $\frac{G_P}{0{,}92}$ şi n_G prin 1,35 n_P.

După simplificări, expresia (16) capătă forma :

$$\frac{G}{G_P} = 1{,}28\left[1 - 0{,}068\left(\frac{n}{n_P}\right)^2\right]^{3,5}\frac{n}{n_P}.$$

Dînd raportului $\frac{n}{n_P}$ valori de la 20 pînă la 135% şi efectuînd calculele necesare, se determină umplerea gravimetrică relativă a motorului (tabela 3).

Tabela 3

Umplerea gravimetrică relativă a motoarelor

$\frac{n}{n_P}$, %	20	40	60	80	100	120	135
$\frac{G}{G_P}$, %	25,3	49,0	70,2	87,0	100	107	109

Pentru verificarea justeţei relaţiei stabilite pe cale analitică a umplerii gravimetrice relative în funcţie de turaţie este necesar să fie confruntată cu datele experimentale. În acest scop să folosim rezultatele experienţelor efectuate de NAMI, MZMA şi MAMI, la încercarea motoarelor M—20, ZIL—110, ZIL—120, MZMA GAZ—M, Dodge, Diesel-NAMI şi a două motoare M—20 cu sistemul de distribuţie modificat (cu o supapă în chiulasă şi una în bloc şi cu două carburatoare K—23 şi K—25).

Curbele umplerilor gravimetrice în funcţie de turaţie, obţinute experimental, au permis găsirea curbelor umplerilor gravimetrice relative în procente, date prezentate în tabela 4.

În ultimul rînd al tabelei 4 sînt date valorile medii ale umplerilor gravimetrice relative în funcţie de turaţia arborelui pentru nouă motoare.

Să comparăm datele umplerilor gravimetrice relative, obţinute prin calcul şi experimental :

$\frac{n}{n_P}$, %	20	40	60	80	100
$\frac{G}{G_P}$ calculat, %	25,3	49	70,2	87	100
$\frac{G}{G_P}$ experimental, %	21	46,5	69,5	87,5	100
$\dfrac{\frac{G}{G_P}\ \text{experimental}}{\frac{G}{G_P}\ \text{calculat}}$	0,84	0,95	1,00	1,00	1,00

Compararea datelor obţinute prin calcul şi experienţe (fig. 9) arată că, la turaţiile ce depăşesc 50% din n_P, coincidenţa acestora este aproape perfectă. La turaţii care reprezintă 20 şi 40% din n_P, calculul dă rezultate mai ridicate în comparaţie cu experienţa. Aceasta se explică prin aceea că în calculele efectuate nu s-a luat în considerare refularea amestecului în conducta de admisiune, ca urmare a închiderii întîrziate a supapei de admisiune. Mai sus s-a indicat că această pierdere poate fi luată în

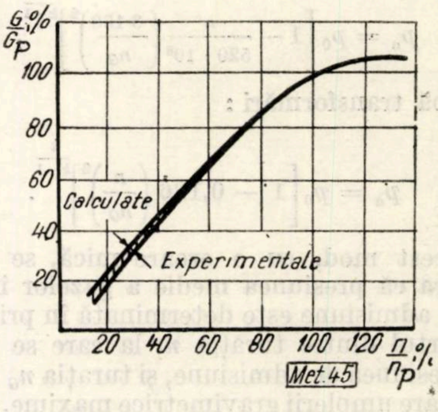


Fig. 9.

Umplerea gravimetrică relativă a motoarelor *Tabela 4*

$\frac{n}{n_P}$, %	20	30	40	50	60	70	80	90	100
M—20 cu două carburatoare K—25	20	34	47	60	72	82	91	97,5	100
M—20 cu două carburatoare K—23	—	34	46	57	67	77	86	95	100
M—20	21	34	45	56	66	76	84	92	100
ZIL—110	—	31	45	59	70	81	90	96	100
GAZ—M	22	37	50	63	73	82	89	92	100
Moskvici	20	33	45	57	67	77	86	93	100
Dodge	22	35	47	57	68	78	87	95	100
ZIL—120	21	34	46	57	68	78	87	95	100
Diesel NAMI	—	—	—	—	73	81	88	95	100
Medie	21,0	34,0	46,5	58,0	69,5	79,0	87,5	94,5	100

considerare prin coeficientul ξ, care se poate determina cu ajutorul ecuaţiei empirice :

$$\xi = 1 - 0{,}4\left(1 - \frac{n}{n_P}\right)^4.$$

Valorile lui ξ, determinate cu această relaţie şi obţinute prin compararea umplerilor gravimetrice relative calculate şi experimentale, sînt redate mai jos :

$\frac{n}{n_P}$, %	20	40	60	80	100	120
$\xi_{experimental}$	0,84	0,95	1,00	1,00	1,00	1,00
$\xi_{calculat}$	0,84	0,95	0,99	1,00	1,00	1,00

Aceste date arată o coincidenţă suficient de bună a valorilor numerice indicate.

Este pe deplin normal ca ξ să fie pus în legătură cu valoarea întîrzierii la închiderea supapei de admisiune $\beta°$.

În figura 10 este arătată curba de variaţie a umplerii gravimetrice relative în funcţie de întîrzierea la închiderea supapei de admisiune ($\beta°$) pentru raportul turaţiilor $\frac{n}{n_P} = 20\,\%$.

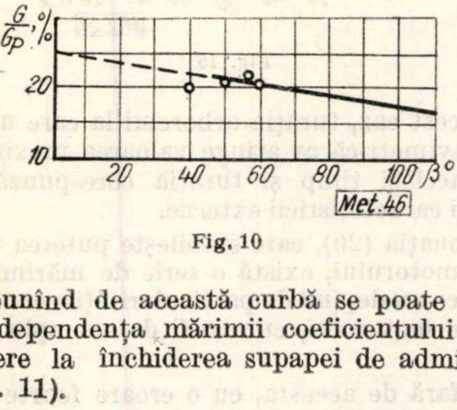


Fig. 10

Dispunînd de această curbă se poate determina dependenţa mărimii coeficientului ξ de întîrziere la închiderea supapei de admisiune, $\beta°$ (fig. 11).

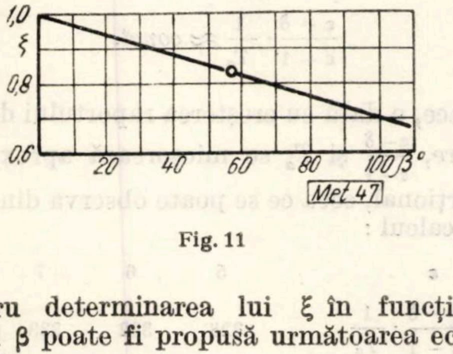


Fig. 11

Pentru determinarea lui ξ în funcţie de unghiul β poate fi propusă următoarea ecuaţie empirică :

$$\xi = 1 - \frac{\beta}{135}\left(1 - \frac{n}{n_P}\right)^4,$$

care dă rezultate apropiate de cele experimentale.

Pentru turaţia arborelui reprezentînd 20% din n_P rezultă :

$\beta°$	40	65	100
$\xi_{experimental}$	0,88	0,80	0,65
$\xi_{calculat}$	0,88	0,80	0,66

Datele obţinute permit constatarea că motoarele de automobil, cu carburator, în patru timpi, avînd organele de admisiune asemănătoare din punct de vedere constructiv, au aceeaşi curbă a umplerii gravimetrice relative.

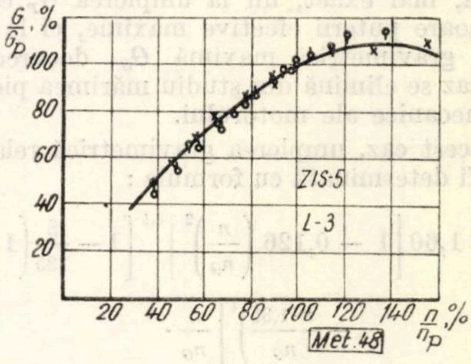


Fig. 12

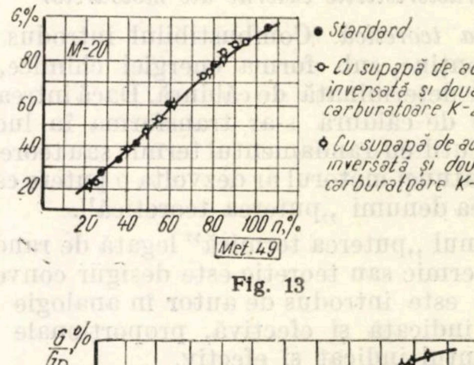


Fig. 13

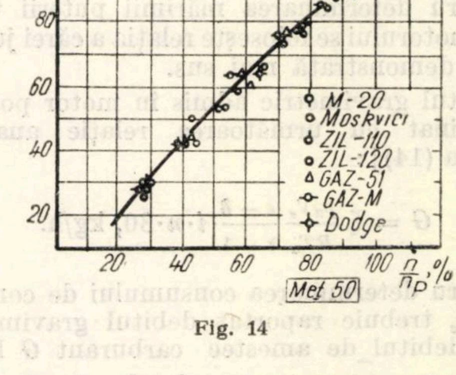


Fig. 14

Într-adevăr, datele experienţelor arătate în figurile 12—14 coincid aproape total, ceea ce confirmă justeţea relaţiilor deduse şi legea unică a umplerii motoarelor cu carburator, în patru timpi. Ultima poate fi determinată cu următoarea ecuaţie :

$$\frac{G}{G_P} = 1{,}28\left[1 - 0{,}068\left(\frac{n}{n_P}\right)^2\right]^{3,5}\left[1 - \frac{\beta}{135}\left(1 - \frac{n}{n_P}\right)^4\right]\frac{n}{n_P}.$$

Pentru determinarea umplerii gravimetrice a motorului la orice turaţie a arborelui poate fi utilizată următoarea relaţie :

$$G = \left[1 - \frac{n^2}{520\cdot 10^6}\left(\frac{V_s}{f}\right)^2 \frac{1}{\varphi^2}\left(\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\right)^2\right]^{3,5} \times$$

$$\times\left[1 - \frac{\beta}{135}\left(1 - \frac{n}{n_P}\right)^4\right]\frac{p_0 V_s}{R T_a}\cdot\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1} i\cdot n\cdot 30, \text{ kg/h.}$$

Umplerea gravimetrică relativă trebuie raportată, mai exact, nu la umplerea G_P corespunzătoare puterii efective maxime, ci la umplerea gravimetrică maximă G_G, deoarece în acest caz se elimină din studiu mărimea pierderilor mecanice ale motorului.

În acest caz, umplerea gravimetrică relativă poate fi determinată cu formula :

$$\frac{G}{G_G} = 1,60\left[1 - 0,126\left(\frac{n}{n_G}\right)^2\right]^{3,5}\left[1 - \frac{\beta}{135}\left(1 - \frac{n\cdot 1,35}{n_G}\right)^4\right]\frac{n}{n_G}.$$

II. *Caracteristicile externe ale motoarelor*

Puterea teoretică. Combustibilul introdus în motor conţine, sub forma energiei chimice, o cantitate determinată de căldură. Dacă întreaga cantitate de căldură s-ar transforma în lucru mecanic util cu randamentul termic sau teoretic maxim, atunci motorul ar dezvolta o putere care s-ar putea denumi „puterea teoretică”.

Termenul „puterea termică” legată de randamentul termic sau teoretic este desigur convenţional şi este introdus de autor în analogie cu puterea indicată şi efectivă, proporţionale cu randamentul indicat şi efectiv.

Pentru determinarea mărimii puterii teoretice a motorului se foloseşte relaţia a cărei justeţe a fost demonstrată mai sus.

Debitul gravimetric admis în motor poate fi determinat cu următoarea relaţie analitică [ecuaţia (14)] :

$$G = \xi\frac{p_a V_s}{R T_a}\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\cdot i\cdot n\cdot 30, \text{ kg/h.} \qquad (17)$$

Pentru determinarea consumului de combustibil G_c trebuie raportat debitul gravimetric, adică debitul de amestec carburant G la λl_0 adică :

$$G_c = \xi\frac{p_a V_s}{R T_a}\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\frac{1}{\lambda l_0 + 1} i\cdot n\cdot 30, \text{ kg/h.} \qquad (18)$$

Considerînd puterea calorifică inferioară a benzinei egală cu h_i kcal/kg, se poate determina cantitatea de căldură Q_c, proporţională cu consumul de combustibil G_c :

$$Q_c = \frac{h_i}{\lambda l_0 + 1}\xi\frac{p_a V_s}{R T_a}\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1} i\cdot n\cdot 30, \text{ kcal/h.} \qquad (19)$$

Fracţiunea de căldură, transformată în putere teoretică, este determinată de mărimea randamentului termic η_t. De aici, puterea motorului teoretic P_t poate fi determinată cu următoarea relaţie :

$$P_t = \frac{h_i}{\lambda l_0 + 1}\xi\frac{p_a V_s}{R T_a}\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\cdot i\cdot n\cdot\frac{427}{900}\eta_t, \text{ CP,} \qquad (20)$$

în care p_a şi V_s sînt exprimate respectiv în kgf/cm² şi l.

În acest mod, dacă căldura combustibilului introdusă în motor s-ar transforma în lucru util cu randamentul termic maxim, atunci caracteristica externă şi curba umplerii gravimetrice ar fi similare şi s-ar dispune aşa cum este reprezentat în figura 15.

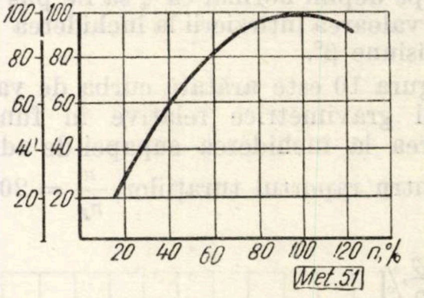


Fig. 15

În acest caz, turaţia arborelui la care umplerea gravimetrică ar atinge valoarea maximă ar fi în acelaşi timp şi turaţia corespunzătoare vîrfului caracteristicii externe.

În ecuaţia (20), care stabileşte puterea teoretică a motorului, există o serie de mărimi constante ce nu depind de particularităţile constructive ale motorului, cum ar fi de exemplu h_i, l_0 şi R.

În afară de aceasta, cu o eroare foarte mică se poate considera că

$$\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\cdot\frac{1}{T_a} \approx const.$$

deoarece, o dată cu creşterea raportului de comprimare, $\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}$ şi T_a se micşorează aproximativ proporţional, ceea ce se poate observa din următorul calcul :

ε	5	6	7
$\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\cdot\frac{1}{T_a}$	328	332	333

Combinînd toate mărimile constante şi considerîndu-le egale cu C, obţinem :

$$P_t = \frac{\xi C p_a V_s n}{900}, \qquad (21)$$

în care $\xi C p_a = p_t$ este presiunea medie a ciclului teoretic, realizat cu aceeaşi cantitate de căldură ca şi ciclul real.

Pentru determinarea mărimii C, care intervine în ecuaţia (21), poate fi utilizată următoarea expresie aproximativă:

$$C = \frac{h_i}{l_0 + 1} \cdot \frac{1}{R T_a} \cdot \frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1} 427 \frac{\eta_t}{\lambda},$$

sau înlocuind valorile numerice necesare $\varepsilon = 6$; $\eta_t = 0{,}35$; $\lambda = 0{,}9$, se obţine:

$$C = \frac{10\,600}{0{,}9\,(15 + 1)} \cdot \frac{1}{28 \cdot 360} \cdot \frac{6 - 0{,}5}{6 - 1} 427 \cdot 0{,}35 = 12.$$

Puterea indicată. Puterea indicată este mai mică decît cea teoretică prin mărimea pierderilor de pompaj şi a pierderilor termice suplimentare ale ciclului real în raport cu cel teoretic.

Puterea consumată prin pierderile de pompaj $P_{\Delta p}$ a motorului poate fi determinată pe baza următoarelor relaţii. La funcţionarea pe caracteristica externă se poate considera că, pentru turaţia dată, micşorarea presiunii la admisiune este egală cu creşterea presiunii în evacuare, adică:

$$1 - p_a = p_r - 1.$$

De aici rezultă că:

$$P_{\Delta p_i} = \frac{2\,(1 - p_a)\,V_s \cdot n \cdot i}{900}\,[\mathrm{CP}],$$

sau în formă generală pentru d = 2:

$$P_{\Delta p_i} = \frac{d\,(1 - p_a)\,V_s \cdot n \cdot i}{900}$$

în care d este coeficientul care ţine seamă de creşterea pierderilor totale de pompaj în comparaţie cu cele care au loc în admisiune.

Pierderile termice suplimentare ale ciclului real Q_{term}, care principial pot fi înlăturate, reprezintă toate pierderile termice suplimentare (cu excepţia celor de pompaj), care se adaugă la pierderile termice principale ale ciclului teoretic şi care nu pot fi înlăturate.

Presiunea medie p_Q, corespunzătoare pierderilor termice suplimentare, poate fi determinată, pentru motoarele încercate, ca fiind diferenţa:

$$p_Q = p_i - \Delta p i - p_{mec} - p_e.$$

Calculele au arătat că, la funcţionarea motorului pe caracteristica externă, presiunea p_Q variază aşa cum se arată în figura 16. O astfel de alură de variaţie a pierderilor termice suplimentare se explică prin aceea că, la viteze reduse ale pistonului, adică la presiuni mari de admisiune, se măreşte timpul de contact al gazelor fierbinţi cu pereţii mai reci. În afară de aceasta, presiunile ciclului sînt proporţionale cu presiunea de admisiune, iar transmisia de căldură prin pereţi este strîns legată de presiunile şi temperaturile ciclului.

O dată cu creşterea turaţiei arborelui cotit, adică o dată cu micşorarea presiunii de admisiune, pierderile termice suplimentare se reduc.

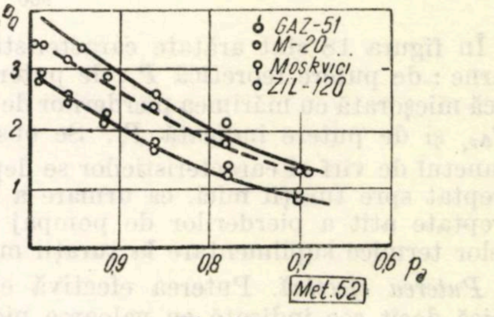


Fig. 16

Însă, concomitent, aşa cum o demonstrează rezultatele încercărilor, încep să crească pierderile termice suplimentare cu gazele evacuate. S-ar putea crede că, după vîrful caracteristicii externe, pe măsură ce turaţia se apropie de turaţia corespunzătoare umplerii gravimetrice maxime, pierderile termice suplimentare ar trebui să crească, într-o anumită măsură. Acest lucru este confirmat de alura curbelor reprezentate în figura 17, pentru presiuni de admisiune apropiate de 0,7 kgf/cm². Deoarece introducerea în ecuaţie a presiunii medii a ciclului printr-o funcţie exponenţială este de nedorit, presupunem că, pînă la vîrful caracteristicii externe, presiunile p_Q şi p_a sînt legate printr-o relaţie liniară, iar după vîrf — prin alta.

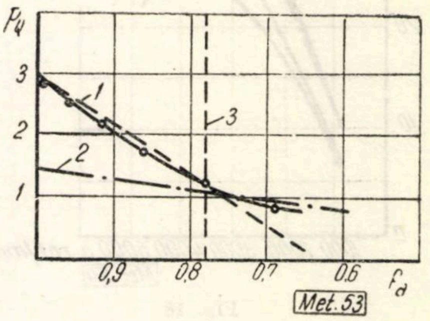


Fig. 17

În forma generală:

$$p_Q = l p_a - m.$$

Pentru motoarele reuşite din punct de vedere constructiv se pot recomanda următoarele relaţii:

$$p_{Q_1} = 8\,p_a - 5\,; \qquad p_{Q_2} = 1{,}5\,p_a - 0.$$

S-ar putea crede că motoarele cu supape în chiulasă vor avea pierderi termice suplimentare mai mici. Totuşi, caracterul variaţiei acestor

pierderi în funcție de presiunea de admisiune trebuie să se conserve.

Rezumînd cele expuse, se poate determina puterea indicată a motorului :

$$P_i=[C\xi p_a-d(1-p_a)-(lp_a-m)]\frac{V_s\cdot n\cdot i}{900}\cdot \qquad (22)$$

În figura 18 sînt arătate caracteristicile externe : de putere teoretică P_t, de putere teoretică micșorată cu mărimea pierderilor de pompaj $P_{\Delta p_i}$ și de putere indicată P_i. Se observă că punctul de vîrf al caracteristicilor se deplasează treptat spre turații mici, ca urmare a creșterii treptate atît a pierderilor de pompaj cît și a celor termice suplimentare la turații mari.

Puterea efectivă. Puterea efectivă este mai mică decît cea indicată cu valoarea pierderilor mecanice.

Pentru determinarea presiunii medii p_m, cheltuită pentru învingerea pierderilor mecanice ale motorului, au fost propuse o serie de relații experimentale care au, în general, următorul aspect :

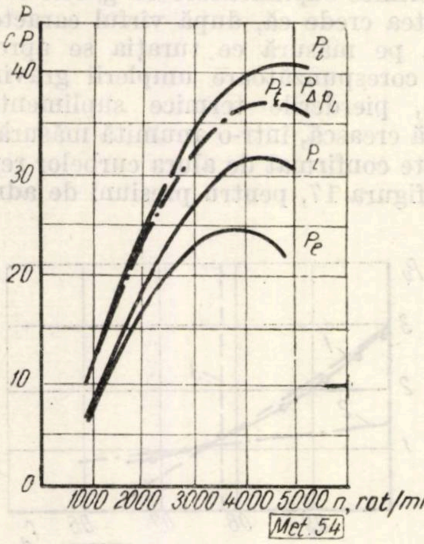


Fig. 18

$$p_m=k'+l_v,$$

sau, mai corect :

$$p_m=k+l\,W_p,$$

unde W_p este viteza medie a pistonului.

Totuși încercările de a folosi aceste relații pentru determinarea turației corespunzătoare puterii efective maxime au dus la relații matematice complexe, care îngreunau rezolvarea lor și ascundeau latura fizică a fenomenelor.

De aceea, cu o eroare cunoscută, se leagă presiunea corespunzătoare pierderilor mecanice de presiunea de admisiune p_a, care la rîndul ei depinde de viteza pistonului.

În figura 19 este reprezentată curba care arată modul de variație al presiunii p_m în funcție de presiunea de admisiune p_a. Considerăm variația lui p_m în funcție de p_a ca fiind liniară și dată sub forma :

$$p_m=t-rp_a.$$

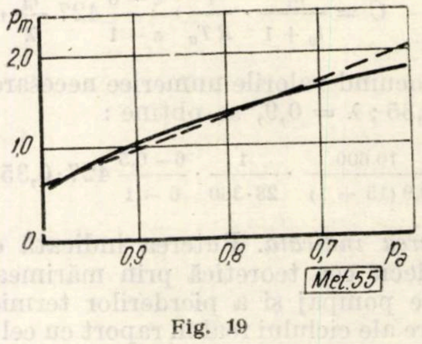


Fig. 19

Mărimile t și r depind de construcție și, pentru un motor în stare tehnică corespunzătoare, sînt apropiate de 4,2 și 3,5 (curba punctată în figura 19).

În acest caz, luînd în considerare pierderile mecanice, se determină presiunea medie efectivă p_e :

$$p_e=\xi Cp_a-d(1-p_a)-(lp_a-m)-(t-rp_a),$$

și respectiv puterea efectivă a motorului :

$$P_e=[\xi Cp_a-d(1-p_a)-(lp_a-m)-$$
$$-(t-rp_a)]\frac{V_s ni}{900}\cdot \qquad (23)$$

În figura 18 este reprezentată caracteristica externă a puterii efective P_e, al cărui vîrf este deplasat spre turațiile mici. Acest lucru se explică prin creșterea pierderilor mecanice la creșterea turației arborelui.

Caracteristicile externe din figura 18 sînt construite pe baza calculelor efectuate pentru motorul de automobil modern, avînd raportul de comprimare 6 și vîrful caracteristicii externe la 3 600 rot/min.

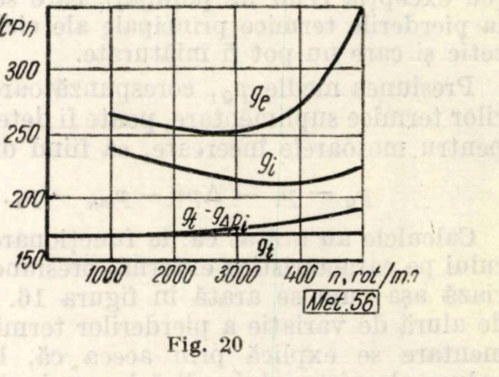


Fig. 20

Consumurile specifice de combustibil. În figura 20 sînt reprezentate curbele de consum specific, corespunzătoare caracteristicilor externe de turație, redate în figura 18. Aceste date permit aprecierea consumului de combustibil cheltuit pentru învingerea pierderilor de pompaj, termice suplimentare și mecanice ale motorului. Conform acestor date, consumul specific de combustibil pentru 1 CP h teoretic și raport de comprimare egal cu 6 reprezintă aproximativ 170 g. Consumul specific minim de combustibil pe 1 CP h efectiv nu coboară sub 250 g.

Consumurile specifice indicate minime de combustibil apar la turația corespunzătoare puterii efective maxime.

Consumurile specifice efective de combustibil ating valorile minime la turații care reprezintă 60—70% din turația corespunzătoare vîrfului caracteristicii externe efective, lucru confirmat de numeroase încercări.

Caracteristica externă relativă. Conform celor demonstrate anterior, puterea efectivă a motorului poate fi determinată cu ecuația (23), care după transformări elementare capătă următoarea formă:

$$P_e' = [(\xi C+d-l+r)\,p_a-(d-m+t)]\frac{V_s\,ni}{900}\text{, CP.} \tag{24}$$

Presiunea de admisiune pentru motoarele la care colectoarele de admisiune au construcții similare se determină cu următoarea relație:

$$p_a = p_0\left[1-0{,}068\left(\frac{n_x}{n_P}\right)^2\right]^{3,5},$$

în care:

n_x este turația dată a arborelui;
n_P — turația arborelui, corespunzătoare puterii efective maxime.

Înlocuind valoarea presiunii de admisiune în ecuația (24), se obține:

$$P_e = \left\{(\xi C+d-l+r)\,p_0\left[1-0{,}068\left(\frac{n_x}{n_P}\right)^2\right]^{3,5} - (d-m+t)\right\}\times\frac{V_s\,ni}{900}. \tag{25}$$

Pentru determinarea caracteristicii externe relative de viteză trebuie raportată puterea efectivă P_{ex} la orice turație la puterea efectivă maximă $P_{e\,max}$, dezvoltată de motor la turația n_P.

În acest caz:

$$\frac{P_e}{P_{e\,max}} = \frac{(\xi C+d-l+r)\,p_0\left[1-0{,}068\left(\frac{n_x}{n_P}\right)^2\right]^{3,5}-(d-m+t)}{(C+d-l+r)\,p_0\,[1-0{,}068]^{3,5}-(d-m+t)}\cdot\frac{n_x}{n_P}, \tag{26}$$

deoarece la turația n_P coeficientul $\xi = 1$.

Numitorul expresiei (26) reprezintă, pentru un motor dat care lucrează pe caracteristica externă, o mărime constantă, deoarece coeficienții C, d, l, m, t și r conform celor arătate sînt constanți.

Astfel se poate ajunge la concluzia că:

1. puterea efectivă a motorului P_e la o turație dată n_x reprezintă o fracțiune determinată din puterea maximă efectivă $P_{e\,max}$, dezvoltată la turația n_P;

2. fracțiunea puterii P_{ex} din cea maximă $P_{e\,max}$ pentru C, d, l, m, t și r constante este determinată de raportul turațiilor n_x și n_P.

Deci, pentru un raport dat de turații $\frac{n_x}{n_P}$, motorul trebuie să dezvolte o putere relativă determinată $\frac{P_{ex}}{P_{e\,max}}$, care poate fi găsită ușor cu ecuația (26).

Ținînd seamă de aceasta, este logic să se introducă noțiunea de caracteristică externă relativă a motoarelor. Aceasta din urmă trebuie să lege fracțiunea de putere $\frac{P_{ex}}{P_{e\,max}}$, exprimată în mărimi relative, de turațiile $\frac{n_x}{n_P}$, exprimate de asemenea în mărimi relative. În figura 21 este reprezentată caracteristica externă relativă în care puterile și turațiile sînt exprimate în procente, luînd 100% puterile și turațiile corespunzătoare vîrfului caracteristicii externe.

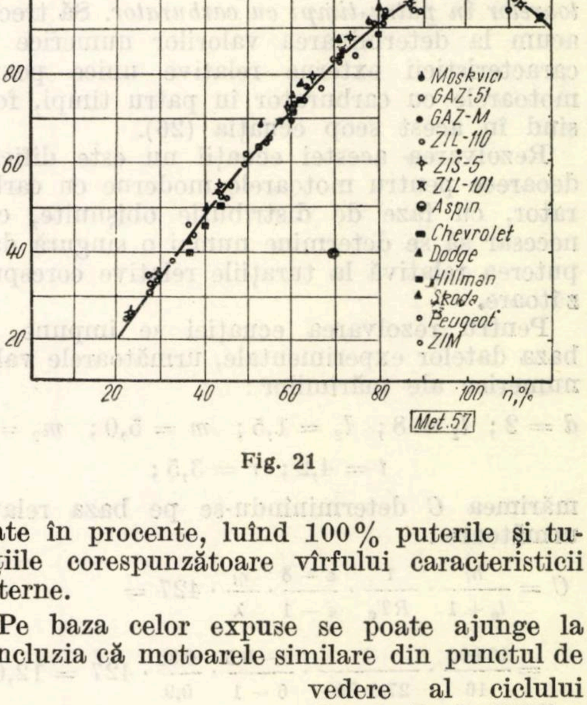


Fig. 21

Pe baza celor expuse se poate ajunge la concluzia că motoarele similare din punctul de vedere al ciclului și particularităților constructive, adică cele care au coeficienții C, d, l, m, t și r constanți (sau care se abat considerabil de la aceste valori), trebuie să aibă o caracteristică externă relativă unică.

În funcție de ciclu și de numărul de timpi obținem patru categorii de caracteristici externe relative:

a) pentru motoarele cu carburator în patru timpi;
b) pentru motoarele cu carburator în doi timpi;
c) pentru motoarele Diesel în patru timpi;
d) pentru motoarele Diesel în doi timpi.

În motoarele cu carburator în patru timpi, procesele de lucru sînt cele mai apropiate (în comparație cu alte motoare), compoziția amestecului datorită economizorului, cu care este echipat carburatorul, este menținută cel mai constant. De aceea, toate aceste motoare trebuie să aibă apropierea cea mai mare față de caracteristica externă relativă unică.

Din păcate, acest lucru nu poate fi afirmat și pentru motoarele în doi timpi, ale căror elemente constructive și raport de comprimare al carterului sînt diferite la diferitele modele de motoare, ceea ce influențează în mod considerabil asupra procesului de admisiune. De aceea, caracteristicile externe relative ale motoarelor în doi timpi, obținute ca rezultat al experienței și calculului, trebuie să difere mai mult decît pentru motoarele în patru timpi.

O presupunere similară trebuie făcută și în ceea ce privește motoarele Diesel, la care compoziția amestecului la diverse turații depinde într-o mare măsură de particularitățile aparatajului de injecție.

Caracteristica externă relativă unică a motoarelor în patru timpi cu carburator. Să trecem acum la determinarea valorilor numerice ale caracteristicii externe relative unice pentru motoarele cu carburator în patru timpi, folosind în acest scop ecuația (26).

Rezolvarea acestei ecuații nu este dificilă, deoarece pentru motoarele moderne cu carburator, cu faze de distribuție obișnuite, este necesar să se determine numai o singură dată puterea relativă la turațiile relative corespunzătoare.

Pentru rezolvarea ecuației se impune, pe baza datelor experimentale, următoarele valori numerice ale mărimilor:

$$d = 2\,;\quad l_1 = 8\,;\quad l_2 = 1{,}5\,;\quad m = 5{,}0\,;\quad m_2 = 0\,;$$
$$t = 4{,}2\,;\quad r = 3{,}5\,;$$

mărimea C determinîndu-se pe baza relației următoare:

$$C = \frac{h_i}{l_0 + 1} \cdot \frac{1}{RT_a} \cdot \frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1} \cdot \frac{\eta_t}{\lambda} \cdot 427 =$$
$$= \frac{10\,600}{16} \cdot \frac{1}{27{,}6 \cdot 360} \cdot \frac{6 - 0{,}5}{6 - 1} \cdot \frac{0{,}36}{0{,}9} \cdot 427 = 12{,}6.$$

Întîrzierea la închiderea supapei de admisiune β se consideră egală cu 50°.

Ca rezultat al calculelor cu ecuația (26), se obține:

n_x/n_P, %	20	40	60	80	100	120
P_e/P_{emax}, %	21	49	73	92	100	92

Să verificăm justețea datelor obținute prin compararea lor cu caracteristicile externe relative ale motoarelor Moskvici, GAZ-51, GAZ-M, ZIS-5, ZIM, ZIL-101, ZIL-110, Chevrolet, Dodge, Hillman, Skoda, Peugeot și Aspin. Rezultatele acestei confruntări sînt reprezentate în figura 21, în care curba este construită după datele tabelei, iar punctele sînt marcate ca rezultat al prelucrării datelor experimentale.

Materialele redate permit să se constate o coincidență pe deplin satisfăcătoare a calculelor și datelor experimentale.

În acest mod, se poate considera ca demonstrat faptul că, pentru motoarele cu carburator în patru timpi, există o caracteristică externă relativă unică, precizată de datele arătate în tabelă.

În conformitate cu caracteristica externă relativă unică a motoarelor cu carburator trebuie să existe o curbă unică a momentului motor relativ și o curbă unică a presiunii medii efective relative. Determinînd momentul motor (sau presiunea medie efectivă proporțională cu el) la diferite turații și considerînd convențional ca 100 % momentul corespunzător vîrfului caracteristicii externe, se obține:

n_x/n_P, %	20	40	60	80	100	120
M_{ex}/M_{emax} sau p_{ex}/p_{emax}	105	122	122	114	100	76

Valoarea maximă a momentului motor (fig. 22) se observă la turații care reprezintă aproximativ 50 % din turația la care puterea efectivă atinge maximul. Micșorarea mărimii momentului motor la turații mici este urmarea refulării amestecului carburant provocată de întîrzierea la închidere a supapei de admisiune și de o anumită creștere a pierderilor termice suplimentare ale ciclului real care, principial, se pot înlătura. În acest caz, pierderile termice suplimentare se transmit, în principal, prin pereți în sistemul de răcire, și într-o cantitate considerabil mai mică se evacuează cu gazele arse.

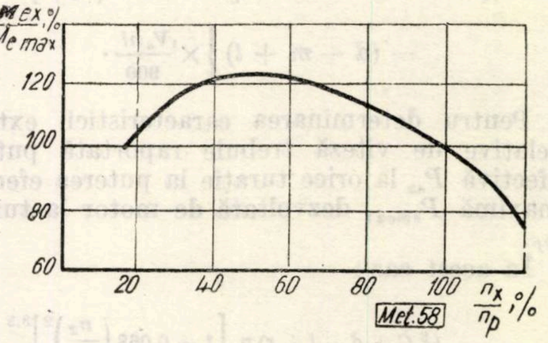


Fig. 22

Aceste pierderi de încărcătură și pierderi termice suplimentare scad odată cu creșterea turaţiei. Totuşi, concomitent cu aceasta, cresc treptat pierderile de pompaj şi mecanice, iar la turaţii mari cresc din nou pierderile termice suplimentare, dar în principal nu prin pereţi ci cu gazele evacuate. Ca rezultat, momentul motor relativ, sau presiunea medie efectivă relativă, atinge un maxim la turaţia $\frac{n_x}{n_P} = 0,5$ şi, o dată cu creşterea ei, începe să scadă din ce în ce mai rapid.

Coeficientul de adaptare a motorului. Cele expuse fiind rezultate din experienţă, permit să se conchidă, cu o precizie suficientă pentru scopuri practice, că există o caracteristică externă unică a motoarelor cu carburator şi, prin urmare, o singură curbă de variaţie a mărimii relative a presiunii medii efective (sau a momentului motor).

Dacă, pentru motoarele cu carburator, maximul momentului motor corespunde unei turaţii care reprezintă 50% din turaţia de putere maximă, atunci coeficientul de adaptare trebuie să fie o mărime aproximativ constantă. Într-adevăr :

$$S \frac{n_P\, P_{ep_{e\,max}}}{P_{e\,max}\, n_{p_{e\,max}}} = \frac{n_P \cdot 0,6\, P_{e\,max}}{P_{e\,max} \cdot 0,5\, n_P} = 1,2.$$

Indicaţiile privind diferite valori ale coeficientului de adaptare trebuie explicate prin schimbarea amestecului la funcţionarea motorului cu obturatorul complet deschis.

Prin intermediul unor calcule simple se pot determina consumurile specifice de combustibil, considerînd 100 % consumul în punctul de vîrf al caracteristicii externe. Curba de variaţie a consumului specific relativ de combustibil, reprezentată în figura 23, permite să conchidem că, pentru o compoziţie constantă a amestecului, cea mai bună economicitate a motorului trebuie să aibă loc la turaţia corespunzătoare la 60 % din turaţia de putere maximă.

Caracteristicile motoarelor lente şi rapide. În anumite lucrări există indicaţii cu privire la aşa-numitele caracteristici ale motoarelor lente şi rapide. În figura 24 sînt arătate caracteristicile a două motoare cu vîrfurile de putere la 2 000 şi 4 000 rot/min, care ar confirma părerea răspîndită în legătură cu avantajele şi dezavantajele ce caracterizează motoarele mai rapide.

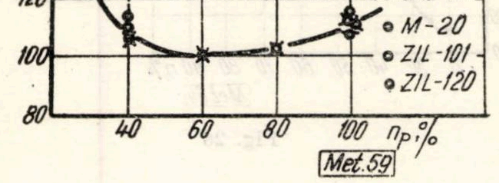


Fig. 23

Totuşi, aceste caracteristici sînt construite după datele tabelei care precizează caracteristica externă relativă. Punctele de plecare luate au fost diferite : 10 CP la 2 000 rot/min şi 20 CP la 4 000 rot/min, însă alura de variaţie a acestor curbe este aceeaşi.

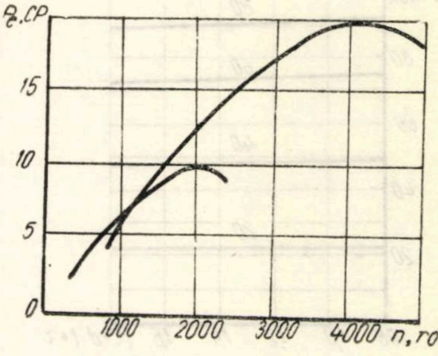


Fig. 24

Abaterile posibile de la caracteristica externă relativă unică pentru motoarele cu carburator. La calcularea valorilor numerice care precizează caracteristica externă relativă unică, coeficienţilor C, d, l, m, t şi r li s-au atribuit valori determinate, obţinute pe baza datelor experimentale.

Este pe deplin normal să se pună întrebarea în legătură cu influenţa valorilor numerice ale coeficienţilor C, d, l, m, t şi r asupra caracteristicii externe relative unice. Pentru rezolvarea acestei probleme au fost efectuate următoarele calcule :

1. amplificarea mărimii $C + d - l + r$ cu 0,8 ; 1,2 ; 1,4 ; 1,6 ;

2. amplificarea mărimii $d + m + t$ cu 1,2 ; 1,4 şi 1,6, în comparaţie cu valorile folosite anterior pentru determinarea valorilor numerice ale caracteristicii externe relative.

Rezultatele calculelor sînt arătate în figurile 25 şi 26. Aceste date arată că, chiar în cazul unor abateri importante în valoarea coeficienţilor C, d, l, m, t şi r, caracteristica externă relativă a motoarelor cu carburator nu este practic influenţată. Abaterea maximă în raport cu acestea din urmă nu depăşeşte 1—1,5 %, ceea ce, practic, se află în limitele de precizie la determinarea parametrilor caracteristicii externe.

În concluzie, trebuie remarcat că variaţia treptată a compoziţiei amestecului carburant la funcţionarea motorului cu obturatorul complet deschis şi la creşterea turaţiei arborelui se reflectă, în mod natural, asupra alurei caracteristicii externe relative.

În această situație există două cazuri:

1. amestecul carburant devine sărac la creșterea turației arborelui, fenomen care este întîlnit la funcționarea motoarelor cu carburator;

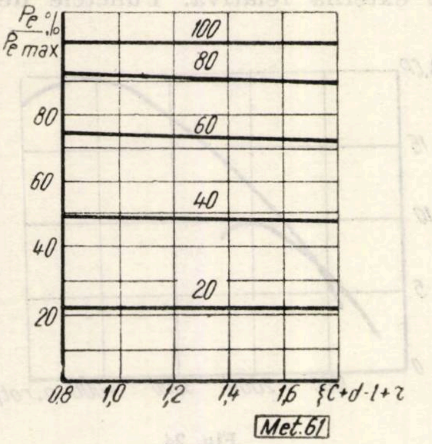


Fig. 25

2. amestecul carburant devine bogat la creșterea turației arborelui, fenomen care apare cîteodată la funcționarea motoarelor Diesel.

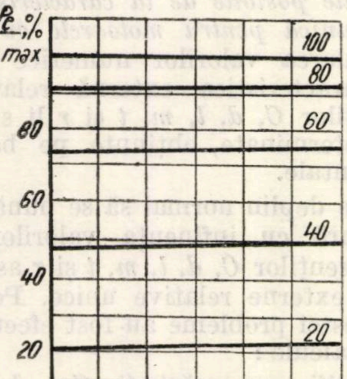


Fig. 26

În figura 27 sînt reprezentate caracteristicile externe relative la diferite valori ale coeficientului de exces de aer, indicate chiar pe curbe. Aceste date arată că la îmbogățirea amestecului, o dată cu creșterea turației, caracteristica relativă se deplasează ceva mai jos decît curba similară la care compoziția amestecului carburant a rămas neschimbată.

Caracteristica externă relativă a motoarelor cu carburator în doi timpi. Utilizarea caracteristicii externe relative unice pentru motoarele în doi timpi duce la rezultate mai puțin reușite decît pentru motoarele în patru timpi. În figura 28 a fost construită după datele cand. în șt. tehnice V. A. Lomovski, caracteristica externă relativă unică și au fost marcate puncte care se referă la o serie de motoare în doi timpi de motocicletă. Trasarea prin puncte a caracteristicii externe relative unice pentru motoarele în doi timpi este mai dificilă decît pentru motoarele în patru timpi. Aceasta se explică prin aceea că compoziția amestecului la funcționarea motoarelor în doi timpi, la sarcină totală și turație variabilă, variază în limite destul de largi, și de asemenea prin aceea că umplerea motoarelor în doi timpi decurge mai puțin „standard" decît la motoarele în patru timpi. Într-adevăr, greutatea încărcăturii la motoarele în doi timpi depinde de secțiunea ferestrei de admisiune, de volumul și raportul de comprimare al carterului, de secțiunea canalului și ferestrei de baleiaj, și de asemenea de elementele constructive care realizează evacuarea gazelor arse. La diferite motoare însumarea acțiunii factorilor enumerați variază mult, influențînd prin aceasta umplerea gravimetrică, și, prin urmare, puterea motorului.

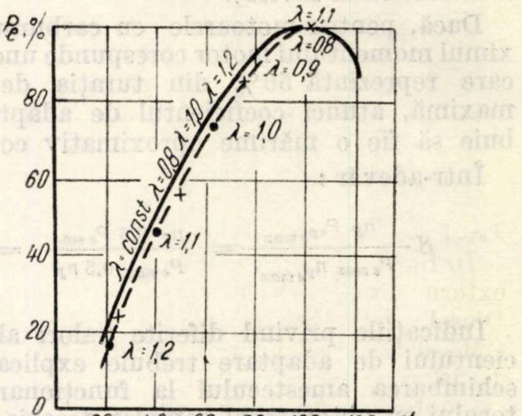


Fig. 27

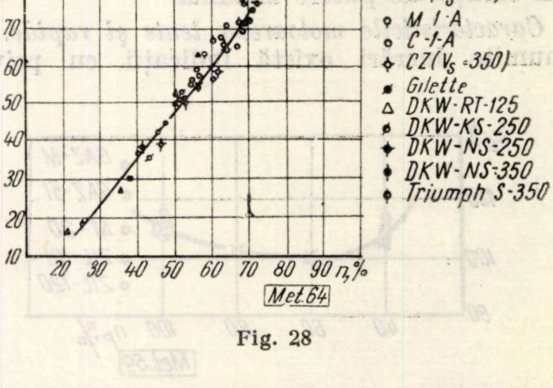


Fig. 28

Caracteristica externă relativă unică pentru motoarele cu carburator în doi timpi poate fi recomandată numai pentru calcule aproximative.

Caracteristica externă relativă a motoarelor Diesel în patru timpi. La funcționarea motoarelor Diesel la sarcină totală cu turaţie variabilă, spre deosebire de motoarele cu carburator, raportul dintre aer şi combustibil nu rămîne constant. De aceea, caracteristica externă relativă a motoarelor Diesel trebuie să fie mai puţin stabilă, adică abaterile de la curba unică pot fi mai importante decît la motoarele cu carburator. În aceste cazuri, particularităţile aparaturii de injecţie, instalate pe motorul considerat, se vor reflecta în alura caracteristicii externe.

Cu toate observaţiile făcute, este interesant să se determine caracteristica externă relativă a motoarelor Diesel, pentru o lege dată de variaţie a coeficientului de exces de aer.

Dacă se consideră că, o dată cu variaţia turaţiei relative de la 20—100%, coeficientul de exces de aer variază de la 1,4 pînă la 1,2, atunci caracteristica externă relativă a motoarelor Diesel poate fi ilustrată prin următoarele date:

$\frac{n_x}{n_P}$, %	20	40	60	80	100
λ	1,4	1,35	1,30	1,25	1,20
$\frac{P_e}{P_{e\,max}}$, %	17	41	67	87	100

În figura 29 sînt reprezentate caracteristicile externe relative pentru o serie de motoare Diesel: KDM-46, HTZ, NATI-MD-25 şi MD-6, OM—67/4 şi Kodju. Cele mai mari abateri de la caracteristica externă relativă unică le au motoarele Kodju şi HTZ, fapt care trebuie pus pe seama aparaturii de injecţie cu care sînt echipate. Punctele celorlalte motoare se dispun suficient de bine pe curba unică.

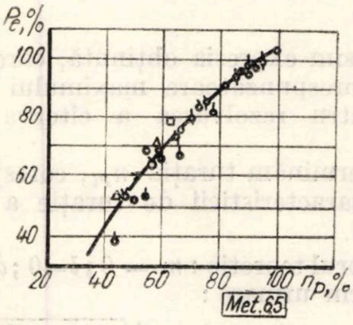


Fig. 29

Determinarea punctului de vîrf al caracteristicii externe. Punctul de vîrf al caracteristicii depinde de o serie de factori care caracterizează funcţionarea motorului. În particular, momentul atingerii maximului caracteristicii de turaţie depinde de variaţia, la creşterea turaţiei arborelui cotit, a următorilor factori:

1. intensitatea scăderii umplerii gravimetrice a motorului;
2. intensitatea creşterii pierderilor prin pompaj ale motorului;
3. intensitatea creşterii pierderilor mecanice ale motorului;
4. intensitatea variaţiei pierderilor termice suplimentare;
5. compoziţia amestecului cu care lucrează motorul.

Introducerea factorilor enumeraţi în cadrul calculelor termodinamice nu este posibilă pînă în prezent. Complexitatea acestei probleme este amplificată prin aceea că fiecare din factorii enumeraţi depinde de particularităţile constructive ale motorului, de reglajul său, precum şi de starea mecanică.

De aceea, determinarea exactă a vîrfului caracteristicii externe nu este posibilă pînă în prezent.

În continuare se prezintă o metodă propusă de autor pentru determinarea turaţiei corespunzătoare vîrfului caracteristicii externe, care are la bază cîteva ipoteze simplificatoare.

Presiunea medie efectivă, dezvoltată de motorul de automobil, poate fi determinată, aşa cum s-a arătat, cu ajutorul relaţiei:

$$p_e = \xi C p_a - d(1-p_a) - (l p_a - m) - (t - r p_a), \quad (27)$$

în care:

$\xi C p_a$ este presiunea medie care, la acelaşi consum de combustibil, ar fi dezvoltată de motorul teoretic;

$d(1-p_a)$ — fracţiunea din presiunea medie, cheltuită pentru învingerea pierderilor prin pompaj, adică a proceselor de schimb de fluid al motorului;

$l(p_a-m)$ — fracţiunea din presiunea medie proporţională cu pierderea de căldură suplimentară a motorului real care, principial, poate fi înlăturată;

$t-rp_a$ — presiunea medie corespunzătoare pierderilor mecanice ale motorului.

Transformînd ecuaţia (27), se obţine:

$$p_e = (\xi C + d - l + r)\, p_a - (d - m + t). \quad (28)$$

În acest caz, puterea efectivă a motorului P_e se va determina cu ecuaţia (24). Presiunea de admisiune p_a, conform ecuaţiei (4), poate fi determinată din expresia:

$$p_a = p_o(1 - an^2)^{8.5} \quad (29)$$

unde:

$$a = \frac{1}{520 \cdot 10^6}\left(\frac{V_s}{f}\right)^2 \frac{1}{\varphi^2}\left(\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\right)^2.$$

Folosind ecuaţiile (24) şi (29), se găseşte:

$$P_e = [(\xi C + d - l + r)\, p_0 (1 - an^2)^{3,5} - \\ -(d - m + t)] \frac{V_s n i}{900}. \quad (30)$$

În scopul simplificării transformărilor ulterioare, se consideră că:

$$(\xi C + d - l + r)\, p_a = A \text{ şi } d - m + t = B;$$

în acest caz :

$$P_e = [A\,(1 - an^2)^{3,5} - B]\,\frac{V_s n i}{900}. \qquad (31)$$

Pentru determinarea turaţiei, la care caracteristica externă atinge maximul său, se face prima derivare a expresiei (31) şi se egalizează cu zero :

$$-7A\,(1 - an^2)^{2,5}\,an^2 + A\,(1 - an^2)^{3,5} - B = 0.$$

Notînd $an^2 = x$, obţinem :

$$-7A\,(1 - x)^{2,5}\,x + A(1 - x)^{3,5} - B = 0. \qquad (32)$$

În scopul simplificării relaţiilor ce urmează, se dezvoltă după regula trinomului :

$$(1 - x)^{3,5} = 1 - 3,5x + 4,36\,x^2,$$

$$(1 - x)^{2,5} = 1 - 2,5\;x + 1,87\;x^2.$$

Introducînd aceste valori în ecuaţia (32) şi neglijînd termenii care conţin puterea a treia a lui x, se obţine :

$$-7x + 17,5\,x^2 + 1 - 3,5\,x + 4,36\,x^2 - \frac{B}{A} = 0,$$

sau

$$x^2 - 0,48\,x + 0,0456\left(1 - \frac{B}{A}\right) = 0.$$

Rezolvînd această ecuaţie în raport cu x, rezultă :

$$x = 0,24 \pm \sqrt{0,0576 - 0,0456\left(1 - \frac{B}{A}\right)} =$$

$$= 0,24 \pm 0,214\sqrt{0,26 + \frac{B}{A}}.$$

Înlocuind valoarea $x = an^2$, se obţine expresia care stabileşte turaţia la care caracteristica de turaţie atinge maximul :

$$n = \sqrt{\frac{x}{a}} = \sqrt{520\cdot 10^6 \left(\frac{f}{V_s}\cdot\frac{\varepsilon - 1}{\varepsilon - \delta}\cdot\varphi\right)^2 \left[0,24 \pm 0,214\sqrt{0,26 + \frac{B}{A}}\right]},$$

dar (pentru $\xi = 1$) :

$$\frac{B}{A} = \frac{d - m + t}{C + d - l + r},$$

şi prin urmare :

$$n = 22,8\cdot 10^3\,\frac{f}{V_s}\,\varphi\,\frac{\varepsilon - 1}{\varepsilon - \delta}\cdot 0,463\sqrt{1,12 - \sqrt{0,26 + \frac{d - m + t}{C + d - l + r}}}.$$

De aici, turaţiile corespunzătoare vîrfurilor caracteristicilor externe, în formă generală se pot determina cu următoarea relaţie :

$$n = 10\,500\,\frac{f}{V_s}\,\varphi\,\frac{\varepsilon - 1}{\varepsilon - \delta}\sqrt{1,12 - \sqrt{0,26 + \frac{d - m + t}{C + d - l + r}}}. \qquad (33)$$

Dacă vom lua în considerare, conform celor demonstrate, că :

$$C \approx \frac{h_i}{l_0 + 1}\cdot\frac{\eta_t}{\lambda}\cdot\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\cdot\frac{1}{R}\cdot\frac{427}{T_a},$$

iar pentru toate motoarele care lucrează cu combustibil petrolier,

$$h_i = 10\,500\,\frac{\text{kcal}}{\text{kg}};$$

$l_0 = 15$ kg ; $R = 28$ kgm/kg grad (pentru amestec),

$$C = \frac{10\,500\cdot 427}{16\cdot 28}\cdot\frac{\eta_t}{\lambda}\cdot\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\cdot\frac{1}{T_a} =$$

$$= 10\,000\,\frac{\eta_t}{\lambda}\cdot\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\cdot\frac{1}{T_a}.$$

Introducînd valoarea lui C în ecuaţia (33), care stabileşte turaţia corespunzătoare maximului caracteristicii, se obţine :

$$n = 10\,500\,\frac{f}{V_s}\,\varphi\,\frac{\varepsilon - 1}{\varepsilon - \delta}\sqrt{1,12 - \sqrt{0,26 + \frac{d - m + t}{10^4\cdot\frac{\eta_t}{\lambda}\cdot\frac{\varepsilon - \delta}{\varepsilon - 1}\cdot\frac{1}{T_a} + d - l + r}}}. \qquad (34)$$

Să folosim expresia obţinută, care stabileşte turaţia corespunzătoare maximului caracteristicii, pentru rezolvarea a cîtorva probleme concrete.

Să determinăm turaţia n_{Pi}, corespunzătoare vîrfului caracteristicii de turaţie a motorului teoretic.

În motorul teoretic : $m = 0$; $l = 0$; $d = 0$; $t = 0$; $r = 0$; prin urmare :

$$n_{Pi} = 10\,500\,\frac{f}{V_s}\,\varphi\,\frac{\varepsilon - 1}{\varepsilon - \delta}\sqrt{1,12 - \sqrt{0,26}} =$$

$$= 8\,200\,\frac{f}{V_s}\,\varphi\,\frac{\varepsilon - 1}{\varepsilon - \delta}\ \text{rot/min.}$$

În motorul teoretic, turaţiile corespunzătoare puterii maxime şi umplerii gravimetrice maxime coincid. Anterior la determinarea umplerii gravimetrice maxime, această mărime a fost deja obţinută.

Pentru determinarea turației corespunzătoare vîrfului caracteristicii de turație a puterii indicate, se consideră:

$t = 0$; $r = 0$; $C = 12{,}6$; $d = 2$; $l = 1{,}5$ și $m = 0$;

în acest caz:

$$n_{Pi} = 10\,500\,\frac{f}{V_s}\varphi\frac{\varepsilon-1}{\varepsilon-\delta}\sqrt{1{,}12-\sqrt{0{,}26+\frac{2}{12{,}6+2-1{,}5}}} = 7\,460\,\frac{f}{V_s}\varphi\frac{\varepsilon-1}{\varepsilon-\delta},\ \text{rot/min.}$$

Pentru determinarea turației corespunzătoare vîrfului caracteristicii de turație a puterii efective, se consideră:

$d = 2$; $C = 12{,}6$; $t = 4{,}2$ $r = 3{,}5$; $l = 1{,}5$ și $m = 0$;

deci:

$$n_P = 10\,500\,\frac{f}{V_s}\varphi\frac{\varepsilon-1}{\varepsilon-\delta}\sqrt{1{,}12-\sqrt{0{,}26+\frac{2+4{,}2}{12{,}6+2-1{,}5-3{,}5}}} = 5\,950\,\frac{f}{V_s}\varphi\frac{\varepsilon-1}{\varepsilon-\delta},\ \text{rot/min.}$$

De aici rezultă că turațiile arborelui la care se realizează umplerea gravimetrică maximă a motorului, puterea indicată și efectivă se deosebesc considerabil între ele. Turația corespunzătoare umplerii gravimetrice maxime și vîrfului caracteristicii de turație efective diferă cu aproximativ 35%, fapt confirmat de datele experimentale (fig. 7).

Pentru vîrfurile caracteristicilor externe ale puterilor indicate și efective, turațiile diferă cu aproximativ 20%.

În acest mod, turația corespunzătoare vîrfului caracteristicii externe este determinată în principal de:

a) aria suprafeței secțiunii libere de trecere a supapei de admisiune care revine unității de cilindree $\frac{f}{V_s}$;

b) rezistența sistemului de admisiune, apreciată prin coeficientul φ; o dată cu închiderea obturatorului, acest coeficient se micșorează și vîrful caracteristicii externe se deplasează spre turații mici;

c) raportul de turație a motorului; la creșterea lui, vîrful caracteristicii externe se deplasează spre turații mari;

d) compoziția amestecului, la care lucrează motorul; pentru amestecuri din ce în ce mai sărace, puterea maximă va apărea la turații mai mici ale arborelui motorului;

e) pierderile mecanice ale motorului; la o creștere mai rapidă a pierderilor, turația corespunzătoare vîrfului caracteristicii se micșorează;

f) presiunea mediului ambiant; la micșorarea presiunii mediului înconjurător (de exemplu, la funcționarea motorului în condiții de mare altitudine), puterea maximă a motorului va apărea la turații mai mici;

g) viteza de creștere a pierderilor de pompaj deplasează vîrful spre turații mai mici.

CZ 621.43 : 413.164

Considerații asupra unor probleme din terminologia motoarelor cu ardere internă

Prof. ing. CONSTANTIN ARAMĂ
Institutul politehnic – București

În limbajul specialiștilor circulă în prezent — reflectîndu-se și în standarde și documente oficiale — o serie de termeni din domeniul motoarelor cu ardere internă, care sînt definiți ori folosiți greșit, sau care nu mai corespund tehnicii actuale a motoarelor.

Ca urmare, elaborarea definitivă a unui STAS de terminologie a motoarelor cu ardere internă se impune cu necesitate.

În cele ce urmează autorul s-a străduit să aducă o contribuție la punerea la punct a unor probleme din acest domeniu, în special a acelora care sînt mai puțin abordate în ansamblul lor. În această direcție a căutat, pe cît i-a fost posibil, să stabilească o unificare a termenilor respectivi pe cele două mari categorii de motoare: cu aprindere prin scînteie și cu aprindere prin comprimare (Diesel). În acest sens mai ales, a făcut propunerile care urmează, asupra *puterii motorului, sarcinii motorului, caracteristicilor motorului și umplerii cilindrilor cu încărcătură proaspătă.*

Pentru elaborarea acestui material s-a ținut seamă de un număr mare de standarde și recomandări din domeniul metodelor de încercare a motoarelor cu ardere internă (GOST, DIN, British Standard, SAE, CIMAC, CAER etc.), precum şi de o serie de consideraţii provenite din uzul încetăţenit la noi în acest domeniu.

1. *Puterea motorului*. Puterea furnizată de un motor cu ardere internă depinde de o serie de factori interni şi externi ai motorului.

Astfel, desfăşurarea proceselor termogazodinamice în motor şi cuantumul consumului său propriu de energie pentru învingerea frecărilor şi ventilaţiei pieselor sale în mişcare, precum şi a pompajului, formează cei mai importanţi factori interiori, care hotărăsc mărimea puterii livrate. Se ştie că ,,puterea indicată" P_i a motorului dat este rezultatul, în primul rînd, al modului în care decurge ansamblul de procese din cilindri şi că o parte din aceasta serveşte la acoperirea consumului propriu de energie al motorului.

Factorii exteriori care au un rol important asupra valorii puterii livrate de către motor sînt consumul organelor şi instalaţiilor auxiliare ale motorului, condiţiile atmosferice şi durata în care motorul trebuie să furnizeze o anumită putere.

În adevăr, modul de echipare a motorului are o influenţă deosebită asupra valorii puterii livrate la arborele motorului. Ca atare, la stabilirea şi comunicarea valorii puterii livrate consumatorului de energie mecanică este obligatoriu să se arate şi modul de echipare a motorului. În principiu, este necesar ca motorul să fie complet echipat, exact în condiţiile exploatării sale normale. În acest spirit, GOST 491—55 defineşte ,,puterea de exploatare" ca puterea dezvoltată de motor cu întregul echipament auxiliar care deserveşte motorul şi care este acţionat de către acesta. În unele cazuri se consideră că, ventilatoarele motoarelor răcite cu apă fiind foarte deosebite şi avînd un consum propriu de energie care depinde şi de modul de montare pe motor, este indicat ca puterea livrată de motor să fie apreciată fără a se ţine seamă de ventilator (BS 649—1958, BS 2953—1958, UIC—623—OR; această posibilitate este oferită şi de GOST 491—55 şi DIN 6270, dar nu şi de DIN 70020).

Dată fiind această situaţie, se propune ca prin ,,puterea efectivă a motorului", P_e, să se înţeleagă puterea măsurată la arborele motorului (puterea la frînă) cu specificarea modului de echipare a motorului, precum şi a puterilor corespunzătoare echipamentelor auxiliare cu care motorul nu a fost prevăzut la determinarea puterii efective. Deoarece în anumite cazuri, la locul de montare, motorul antrenează şi unele auxiliare indispensabile funcţionării normale şi continue, făcînd parte din instalaţia sa generală, propunem ca prin ,,puterea efectivă utilă sau netă a motorului", P_{eu}, să se înţeleagă diferenţa dintre puterea efectivă şi puterea necesară antrenării acestor auxiliare (fig. 1).

Condiţiile atmosferice (presiunea, temperatura, umiditatea) pot conduce la influenţe însemnate asupra valorii puterii efective, astfel încît este indicat ca aceasta să se comunice raportată la condiţii atmosferice standard [1].

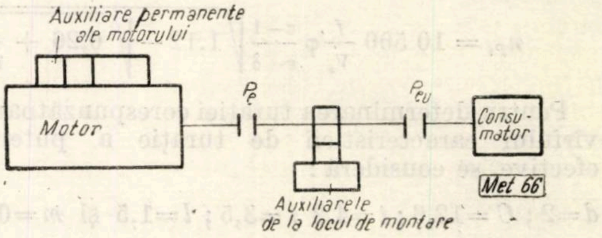

Auxiliare permanente ale motorului
Motor
P_e
P_{eu}
Consumator
Met 66
Auxiliarele de la locul de montare

Fig. 1

Valorile corectate la condiţii standard ale puterilor efective, P_{es}, trebuie să fie însoţite de specificarea acestor condiţii, precum şi de formulele prin care se recomandă detararea lor în condiţii atmosferice particulare.

În ceea ce priveşte influenţa duratei în care motorul trebuie să furnizeze o anumită valoare a puterii efective, se înţelege că aceasta se manifestă numai la valorile mari ale puterii, deoarece numai la aceste nivele solicitările termomecanice ale motorului şi desfăşurarea proceselor din motor pot impune unele limitări în timp asupra regimului susţinut de motor.

Astfel, la o turaţie (rot/min) dată, prin ,,puterea efectivă continuă", $P_{e\,cont}$, se propune să se înţeleagă puterea efectivă cea mai mare a motorului care este garantată de uzina constructoare ca putînd fi dezvoltată de motor în mod continuu, în condiţii atmosferice specificate, cu păstrarea neschimbată a indicilor tehnico-economici ai motorului şi fără a afecta uzura sa normală. Se înţelege că puterea efectivă continuă se dezvoltă numai dacă motorul este suficient rodat, în bune condiţii de funcţionare, şi dacă este alimentat cu combustibilul şi uleiul prescrise de uzina constructoare.

Este evident faptul că, pentru orice turaţie posibilă a motorului, corespunde o anumită valoare particulară a puterii efective continue, astfel încît se dispune de o serie de puteri efective continue în funcţie de variaţia turaţiei.

Valoarea cea mai mare a puterii efective continue, care se produce în general la cea mai ridicată turaţie utilizabilă, sau limitată, indicată de uzina constructoare, se numeşte ,,putere efectivă nominală". Turaţia corespunzătoare se numeşte ,,turaţie nominală" n_n. În modul acesta, prin putere efectivă nominală, P_{en} se înţelege puterea efectivă continuă corespunzătoare turaţiei nominale. Puterea efectivă nominală este în acelaşi timp ,,puterea de calcul" a motorului, deoarece la acest regim funcţional (P_{en}, n_n) se conduce, în general, calculul termic şi de rezistenţă al motorului [2].

Puterea efectivă a motorului poate atinge valori superioare puterii efective continue, la orice turaţie, motorul intrînd în „regimul suprasarcinilor". Experienţa de exploatare a motoarelor şi posibilităţile organice de supraîncărcare a motoarelor cu ardere internă au demonstrat că limita acceptabilă a suprasarcinii este de 110% faţă de puterea efectivă continuă, la aceeaşi turaţie, acest regim neputînd fi suportat de către motor, fără a afecta ţinuta sa de serviciu şi durata sa de viaţă, decît limitat în timp. Se defineşte aşa dar prin „putere efectivă intermitentă" $P_{e\,int.}$ valoarea puterii efective a motorului superioară cu 10% puterii efective continue, la aceeaşi turaţie, pe care motorul o poate dezvolta intermitent (de exemplu, timp de 1 oră o dată la 6,10 sau 12 ore, sau timp de numai 15 minute o dată la 1 oră, cazul din urmă fiind specific motoarelor cu aprindere prin scînteie, de automobile). Motorul trebuie să poată funcţiona în aceste condiţii imediat după ce a mers cu puterea efectivă continuă în regim termic stabilizat şi de asemenea trebuie să poată funcţiona la puterea efectivă continuă imediat după ce a susţinut puterea efectivă intermitentă.

Pentru motorul cu aprindere prin comprimare (Diesel), este recomandabil ca puterea efectivă continuă să se plaseze pe porţiunea cvasi-orizontală între punctul de consum specific efectiv, c_e, de combustibil minim (1) şi punctul (2) care asigură valoarea maximă a produsului dintre randamentul termic efectiv şi puterea efectivă (fig. 2), astfel încît puterea efectivă intermitentă, care îi este cu 10% superioară, să fie plasată suficient de departe de limita de fum sau de limita impusă din alte consideraţii (încărcarea termică a supapei de evacuare sau a pistonului etc.). Motorul cu aprindere prin comprimare este capabil să furnizeze, după cum se vede din figura 2, o putere superioară puterii efective intermitente. Astfel, el poate încă funcţiona la „puterea efectivă limită" $P_{e\,lim.}$, prin care se înţelege puterea efectivă a motorului cu puţin inferioară limitei de fum, pe care motorul o poate dezvolta într-un timp limitat (de exemplu, 15 min). Această putere nu poate fi atinsă de motorul reglat pentru condiţiile de funcţionare în exploatare, ci serveşte la demonstrarea faptului că puterea efectivă intermitentă a motorului nu este limita puterii de care el este capabil. Puterea efectivă limită mai serveşte la aprecierea performanţei maxime a motorului, fiind determinată numai la bancul de probe al uzinei constructoare. Puterile efective superioare puterii limite nu pot fi utilizate practic ca urmare a suprasolicitării motorului.

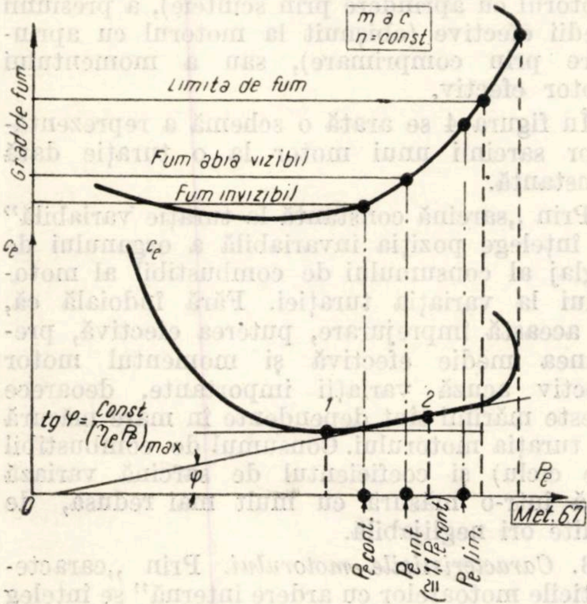


Fig. 2

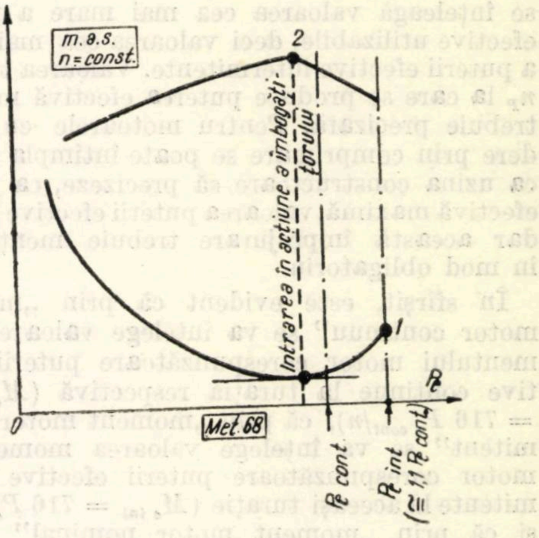


Fig. 3

Pentru motorul cu aprindere prin scînteie, cu carburator, puterea efectivă intermitentă este puterea efectivă a motorului cu obturatorul complet deschis (conform reglajului uzinei constructoare), astfel încît acest regim trebuie privit ca un regim de suprasarcină (punctul 1, fig. 3).

Este recomandabil ca puterea efectivă continuă să fie plasată în vecinătatea intrării în acţiune a îmbogăţitorului (momentul în care dozajul amestecului carburant, λ, se îmbogăţeşte ; punctul 2, fig. 3), adică aproximativ la valoarea minimă a consumului specific efectiv, c_e, de combustibil.

Ca şi în cazul puterii efective continue, pentru orice turaţie posibilă a motorului corespund anumite valori particulare ale puterii efective intermitente şi ale puterii efective limite (aceasta din urmă numai pentru motorul cu aprindere prin comprimare), astfel încît se dispune de o serie de puteri efective intermitente, respectiv limite, în funcție de variația turației.

Prin „putere efectivă maximă”, în conformitate cu cele arătate pînă acum, trebuie să se înțeleagă valoarea cea mai mare a puterii efective utilizabile, deci valoarea cea mai mare a puterii efective intermitente. Valoarea turației n_P la care se produce puterea efectivă maximă trebuie precizată. Pentru motoarele cu aprindere prin comprimare se poate întîmpla uneori ca uzina constructoare să precizeze, ca putere efectivă maximă, valoarea puterii efective limite, dar această împrejurare trebuie menționată în mod obligatoriu.

În sfîrșit, este evident că prin „moment motor continuu” se va înțelege valoarea momentului motor corespunzătoare puterii efective continue la turația respectivă ($M_{e\,cont.} = 716\ P_{e\,cont}/n$), că prin „moment motor intermitent” se va înțelege valoarea momentului motor corespunzătoare puterii efective intermitente la aceeași turație ($M_{e\,int} = 716\ P_{e\,int}/n$), și că prin „moment motor nominal” se va înțelege valoarea momentului motor corespunzătoare puterii nominale ($M_{en} = 716\ \ P_{en}/n_n$). „Momentul motor maxim” este valoarea cea mai mare a momentului motor intermitent, care se produce la o anumită turație a motorului n_M.

2. *Sarcina motorului.* Regimul funcțional al unui motor cu ardere internă este precizat de valoarea turației și sarcinii, la un regim termic stabil al motorului. Prin sarcina motorului se înțelege gradul de încărcare a acestuia, la o anumită turație, față de o încărcare de referință. Este util ca aceasta din urmă să fie cea corespunzătoare puterii efective continue a motorului la turația dată. În modul acesta, sarcina se apreciază prin coeficientul:

$$\varkappa = \frac{P_e}{P_{e\,cont}},$$

adică, la o anumită turație, prin raportul dintre puterea efectivă dezvoltată de motor și puterea efectivă continuă a motorului la aceeași turație. Ca atare valoarea coeficientului de sarcină determină domeniile deosebite ale sarcinii arătate în tabela 1.

Coeficientul de sarcină se poate exprima în valori absolute sau în procente.

Cum, la turația constantă, variația sarcinii se realizează prin modificarea cantității de combustibil consumată de către motor, valoarea sarcinii, pentru un motor dat, poate fi exprimată și prin mărimea consumului de combustibil G_c al motorului. Modificarea consumului de combustibil se realizează prin modificarea poziției organului de reglaj al admisiei de combustibil (poziția φ^0 a obturatorului la motorul cu aprindere prin scînteie, cu carburator, sau poziția l a cremalierei pompei de injecție la motorul cu aprindere prin comprimare), astfel încît sarcina poate fi precizată, la un motor dat, și prin φ°, respectiv l.

Tabela 1

n (rot/min) = ct

$\varkappa = 0$	Sarcină nulă
$0 < \varkappa < 1$	Sarcini parțiale
$\varkappa = 1$	Sarcină plină
$1 < \varkappa < \sim 1{,}1$	Suprasarcini
$\varkappa \cong 1{,}1$	Sarcină totală

Din aceste considerații rezultă că sarcina plină poate fi definită ca „admisiune plină” înțelegîndu-se prin aceasta consumul de combustibil G_p fixat de uzina constructoare pentru realizarea puterii efective continue la turația respectivă, iar sarcina totală poate fi definită ca „admisiune totală”, înțelegîndu-se prin aceasta consumul de combustibil G_t fixat de fabrica constructoare pentru obținerea puterii efective intermitente.

Din toate acestea rezultă că, pentru un motor dat la o turație dată, sarcina poate fi ilustrată și prin valoarea puterii efective (obișnuit la motorul cu aprindere prin scînteie), a presiunii medii efective (obișnuit la motorul cu aprindere prin comprimare), sau a momentului motor efectiv.

În figura 4 se arată o schemă a reprezentărilor sarcinii unui motor la o turație dată constantă.

Prin „sarcină constantă la turație variabilă” se înțelege poziția invariabilă a organului de reglaj al consumului de combustibil al motorului la variația turației. Fără îndoială că, în această împrejurare, puterea efectivă, presiunea medie efectivă și momentul motor efectiv acuză variații importante, deoarece aceste mărimi sînt dependente în mare măsură de turația motorului. Consumul de combustibil (pe ciclu) și coeficientul de sarcină variază însă într-o măsură cu mult mai redusă, de multe ori neglijabilă.

3. *Caracteristicile motorului.* Prin „caracteristicile motoarelor cu ardere internă” se înțeleg reprezentările grafice ale variațiilor unor mărimi caracteristice ale motorului în funcție de alte mărimi sau factori care influențează funcționarea motorului. Astfel:

A. „Caracteristica de sarcină” este diagrama care reprezintă curbele de variație a consumului orar de combustibil și a consumului specific efectiv de combustibil în funcție de sarcina motorului (de la sarcina nulă pînă la sarcina totală), la o turație constantă a arborelui cotit. Este recomandabil ca sarcina să fie reprezentată prin coeficientul $\varkappa$ și, dacă este necesar, în plus prin P_e la motoarele cu aprindere prin scînteie, sau prin p_e la motoarele cu aprindere prin comprimare. Caracteristica de sarcină poate fi completată cu curbele de variație și a altor mărimi și factori, ca exemplu : dozajul, gradul de fum, avansul la producerea scînteii electrice sau la injecție etc.

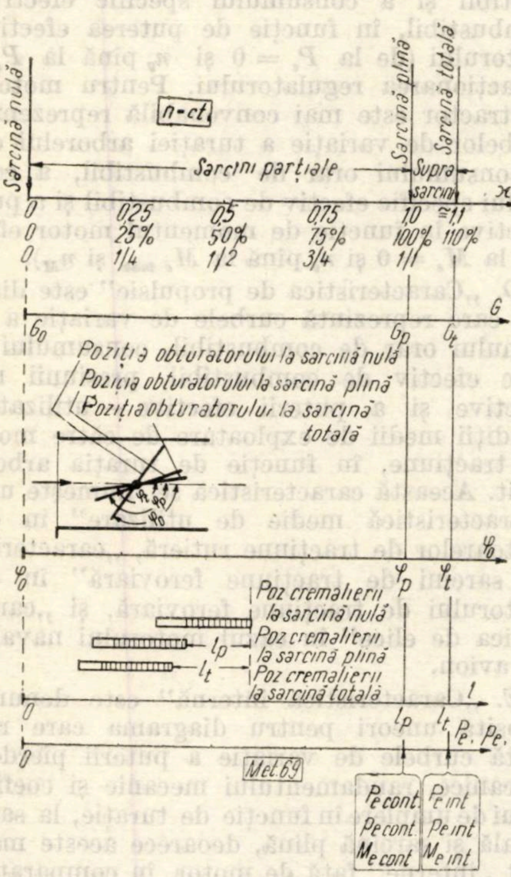

Sarcină nulă
n-ct.
Sarcină plină
Sarcină totală
Sarcini parțiale
Suprasarcini
ϰ
0
0,25
0,5
0,75
1,0
≈1,1
0
25%
50%
75%
100%
110%
0
1/4
1/2
3/4
1/1
G
G₀
Gp
Gt
Poziția obturatorului la sarcină nulă
Poziția obturatorului la sarcină plină
Poziția obturatorului la sarcină totală
φt
φp
φ₀
φ
φ₀
φp
φt
Poz cremalierii la sarcină nulă
Poz cremalierii la sarcină plină
Poz cremalierii la sarcină totală
lp
lt
l
0
lp
lt
Pe, pe, Me
0
Met.69
Pe cont.
pe cont.
Me cont
Pe int
pe int
Me int

Fig. 4

B. „Caracteristica de turație" este diagrama care reprezintă curbele de variație a puterii efective, momentului motor efectiv sau presiunii medii efective, consumului orar de combustibil și consumului specific efectiv de combustibil, la o valoare constantă a sarcinii, în funcție de turația arborelui cotit.

În funcție de valoarea sarcinii menținute constantă se disting următoarele caracteristici de turații :

a) „Caracteristica de turație la sarcină nulă" sau la mersul în gol, care reprezintă variația consumului orar de combustibil la sarcină nulă, în funcție de turație (de la turația minimă de mers în gol pînă la o turație egală cu turația nominală).

b) „Caracteristica de turație la sarcină totală și la sarcină plină", care reprezintă variațiile mărimilor arătate în funcție de turație (de la turația minimă de mers în sarcină, n_{min}, pînă la o turație cu 10% superioară turației nominale, n_n, sau turației de putere maximă, n_P). În figura 5 se arată această caracteristică și se precizează valorile $M_{e\,max}$ la n_M, $P_{e\,max}$ la n_P, M_{en} și P_{en} la n_n, precum și turația economică n_{ec}, la care se înregistrează valoarea minimă a consumului specific efectiv de combustibil și turația minimă de mers în sarcină plină n_{min}.

De multe ori și mai ales în cazul motoarelor cu aprindere prin scînteie, cu carburator, de automobile, caracteristica de sarcină totală se numește „caracteristica externă" deoarece reprezintă mărimile care se livrează în afara motorului.

Caracteristica de turație la sarcină plină a motoarelor cu aprindere prin comprimare ar trebui determinată la aceeași cantitate de combustibil injectată pe ciclu. Practic, această situație se realizează prin blocarea cremalierei pompei de injecție. În acest caz, însă, cantitatea de combustibil injectată pe ciclu variază în realitate, deoarece de exemplu pompele de injecție cu piston-sertar, folosite cel mai larg, în prezent, la micșorarea turației acuză o micșorare a cantităților injectate de combustibil, ca urmare a măririi scăpărilor de combustibil prin neetanșeități și a micșorării influenței laminării combustibilului în orificiile de aspirație și de refulare ale pompei. Din acest motiv, caracteristica puterilor cu cremaliera blocată va ocupa o poziție inferioară față de aceea a caracteristicii puterilor cu cremaliera neblocată, dacă ambele caracteristici pornesc de la aceeași valoare a puterii, P_{en}, după cum se arată în figura 5.

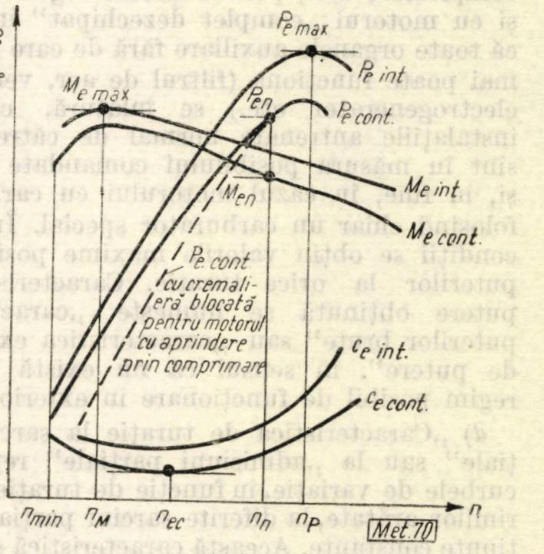


Fig. 5.

Caracteristica de turaţie a motorului cu regulator poate cuprinde şi ramura de regulator (pe domeniul de turaţie în care acţionează regulatorul). În acest caz se determină şi turaţia maximă de mers în gol a motorului cu regulator n_g. O astfel de caracteristică este arătată în figura 6.

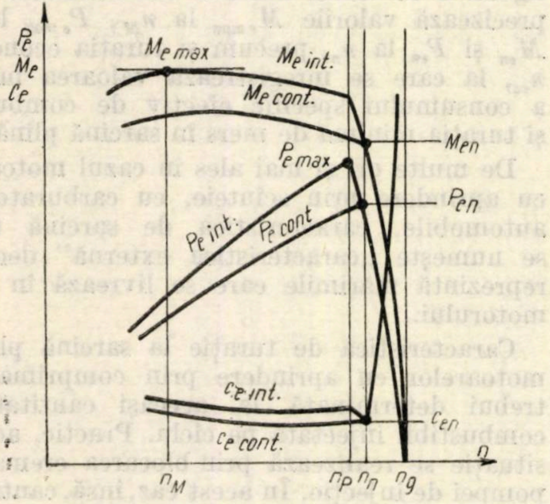


Fig. 6

c) Uneori se efectuează ridicarea caracteristicii de turaţie a motorului cu debitul maxim de combustibil pentru fiecare turaţie, cu reglajele optime (fazele optime ale distribuţiei, dozajul de putere maximă şi avansul optim la producerea scînteii electrice la motorul cu aprindere prin scînteie, şi avansul optim la injecţie pentru motorul cu aprindere prin comprimare etc.) pentru fiecare regim în parte şi cu motorul ,,complet dezechipat" în sensul că toate organele auxiliare fără de care motorul mai poate funcţiona (filtrul de aer, ventilator, electrogenerator etc.) se înlătură, că toate instalaţiile antrenate normal de către motor sînt în măsura posibilului comandate separat şi, în fine, în cazul motorului cu carburator, folosind chiar un carburator special. În aceste condiţii se obţin valorile maxime posibile ale puterilor la orice turaţie. Caracteristica de putere obţinută se numeşte ,,caracteristica puterilor brute" sau ,,caracteristica exterioară de putere", în sensul că nu există nici un regim posibil de funcţionare în exteriorul său.

d) ,,Caracteristica de turaţie la sarcini parţiale" sau la ,,admisiuni parţiale" reprezintă curbele de variaţie, în funcţie de turaţie, a mărimilor arătate, la diferite sarcini parţiale menţinute constante. Această caracteristică se ridică între n_{min} în sarcina respectivă şi 1,1 n_n (sau pînă la turaţia maximă stabilă în sarcina respectivă), fixînd organul de reglare a debitului de combustibil (obturator, cremalieră) la turaţia nominală pentru diferite valori ale coeficientului de sarcină $\varkappa$, aşa cum se arată în figura 7 pentru puterile efective.

C. ,,Caracteristica de regulator" este diagrama care reprezintă curbele de variaţie a turaţiei arborelui cotit, a consumului orar de combustibil şi a consumului specific efectiv de combustibil, în funcţie de puterea efectivă a motorului (de la $P_e = 0$ şi n_g pînă la $P_{e\,max}$), la acţionarea regulatorului. Pentru motoarele de tractor este mai convenabilă reprezentarea curbelor de variaţie a turaţiei arborelui cotit, a consumului orar de combustibil, a consumului specific efectiv de combustibil şi a puterii efective în funcţie de momentul motor efectiv (de la $M_e = 0$ şi n_g pînă la $M_{e\,max}$ şi n_M).

D. ,,Caracteristica de propulsie" este diagrama care reprezintă curbele de variaţie a consumului orar de combustibil, consumului specific efectiv de combustibil, presiunii medii efective şi a puterii efective — utilizate în condiţii medii de exploatare de către motorul de tracţiune, în funcţie de turaţia arborelui cotit. Această caracteristică se numeşte uneori ,,caracteristică medie de utilizare" în cazul motoarelor de tracţiune rutieră, ,,caracteristica de sarcini de tracţiune feroviară" în cazul motorului de tracţiune feroviară, şi ,,caracteristica de elice" în cazul motorului naval sau de avion.

E. ,,Caracteristica internă" este denumirea folosită uneori pentru diagrama care reprezintă curbele de variaţie a puterii pierderilor mecanice, randamentului mecanic şi coeficientului de umplere în funcţie de turaţie, la sarcină totală şi sarcină plină, deoarece aceste mărimi sînt ,,interne" faţă de motor, în comparaţie cu mărimile ,,externe" precizate la punctul *B*, *b*).

F. ,,Caracteristica complexă" este diagrama care reprezintă, în coordonate $P_e - n$ sau $p_e - n$ sau $C_e - p_e$, reţele de curbe izoparametrice pentru valori identice de consumuri specifice efective de combustibil şi alte mărimi care nu figurează pe axele de coordonate. Trasarea acestei caracteristici conduce la posibilitatea de a aprecia calităţile motoarelor în

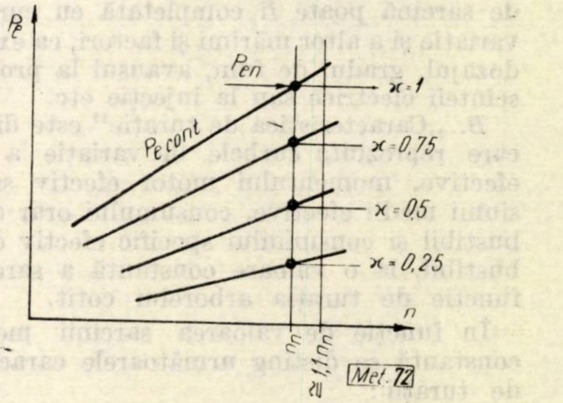


Fig. 7

utilizarea dată. Astfel, în figura 8 se arată caracteristici complexe, ale unor motoare de automobil, peste care s-au suprapus caracteristici de putere de propulsie. Ordonatele cuprinse între $P_{e\,int}$ şi puterea de propulsie reprezintă valorile ,,rezervei de putere" a motorului funcţionînd în condiţii medii de utilizare. Se observă că reţeaua de curbe de $c_e = const$ este dispusă mult mai favorabil în primul caz (fig. 8, a) decît în al doilea (fig. 8, b), deoarece conduce la o caracteristică a consumului specific de propulsie mult mai plată şi de valori mai reduse.

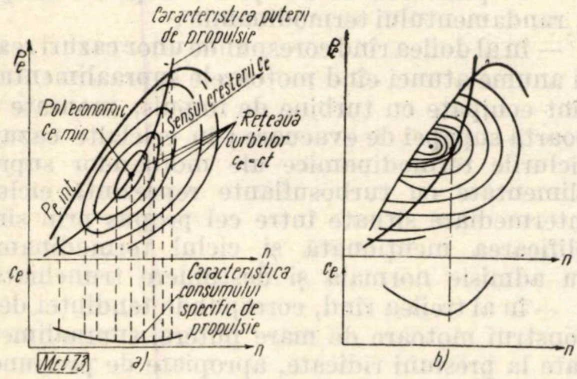


Fig. 8

4. *Umplerea cilindrilor cu încărcătură proaspătă.* După modul în care se realizează umplerea cilindrilor cu încărcătură proaspătă se disting :

A. ,,Admisiunea normală" sau ,,aspiraţia" care este procesul de umplere a cilindrilor motorului cu încărcătură proaspătă (aer sau amestec de aer cu combustibil) datorită în cea mai mare parte depresiunii create de deplasarea pistonului. Către finele procesului, cînd presiunea din cilindru depăşeşte pe aceea din colectorul de admisiune, o parte din încărcătura proaspătă reuşeşte să mai intre în cilindri prin efectul inerţiei sale (,,postumplere inerţională").

B. ,,Admisiunea forţată", care este procesul de introducere forţată a încărcăturii proaspete în cilindri, datorită unei căderi de presiune între colectorul de admisiune şi cilindri, produsă prin precomprimarea încărcăturii proaspete. Admisiunea forţată poate fi realizată pe mai multe căi, şi în diferite scopuri, de exemplu :

a) La motoarele în doi timpi, admisiunea forţată este strict necesară pentru realizarea umplerii cilindrilor cu încărcătură proaspătă. Ea serveşte şi pentru ,,baleiaj", adică pentru deplasarea în afara cilindrilor a gazelor arse prin încărcătura proaspătă uşor precomprimată în carterul motorului sau într-un organ special.

b) ,,Supraalimentarea" este admisiunea forţată realizată cu un agregat special, în afara cilindrilor, în scopul măririi puterii motorului. Supraalimentarea poate avea un efect de baleiaj şi la motoarele în patru timpi. ,,Supraalimentarea mecanică" se realizează la acţionarea mecanică a suflantei, iar ,,turbosupraalimentarea", la antrenarea acestuia de către o turbină acţionată de către gazele de evacuare ale motorului. ,,Supraalimentarea joasă" se realizează la valori ale presiunii de supraalimentare între 1,3 şi 2,0 kgf/cm², iar ,,supraalimentarea înaltă" sau ,,superalimentarea" la valori peste 2,0 kgf/cm². În cazul ,,supraalimentării cu răcire intermediară", încărcătura proaspătă este răcită între ieşirea din suflantă şi intrarea în cilindrii motorului.

---

[1] *Aramă, C.* Corectarea caracteristicilor motoarelor cu ardere internă. In : Metalurgia şi Construcţia de Maşini nr. 5/1961. [2] *Aramă C.* Însemnări despre tararea motoarelor cu ardere internă. In : Metalurgia şi Construcţia de Maşini nr. 1/1961.

CZ 621.431.052

Unele aspecte privind economicitatea motoarelor supraalimentate cu turbosuflantă

Ing. BERTHOLD GRÜNWALD şi ing. TRAIAN DUDAŞ
Institutul politehnic – Bucureşti

Sporirea prin supraalimentare a puterii motoarelor cu aprindere prin comprimare a căpătat, îndeosebi în ultimul deceniu, o largă răspîndire.

Progresele însemnate realizate în domeniul agregatelor de supraalimentare — reducerea preţului de cost, mărirea duratei de funcţionare, sporirea randamentului, ameliorarea calităţilor agregatelor de puteri reduse — ca şi succesele obţinute în domeniul construcţiei şi tehnologiei motoarelor au determinat extinderea procedeului de supraalimentare ca factor principal de îmbunătăţire a indicilor tehnico-economici ai motoarelor cu aprindere prin comprimare.

La motorul supraalimentat în mod deosebit, limitarea presiunii maxime devine o necesitate în vederea prevenirii solicitărilor exagerate ale organelor mecanismului bielă-manivelă şi ale palierelor arborelui cotit. În acest scop se reduce raportul de comprimare ε şi raportul de creştere a presiunilor λ*. Întrucît cantitatea de căldură comunicată pe ciclu la un motor supraalimentat sporește aproape proporțional cu gradul de supraalimentare, limitarea parametrului λ conduce la mărirea raportului de destindere prealabilă ρ**. În tabela 1 se prezintă valorile raportului de comprimare și ale raportului de creștere a presiunii pentru mai multe motoare. Cu toate că presiunea de supraalimentare p_s diferă mult de la un motor la altul, parametrul λ variază în limite restrînse iar raportul de comprimare are valori la limita inferioară.

---

* Raportul dintre presiunea maximă şi presiunea la sfîrşitul cursei de comprimare.

În aceeași tabelă se prezintă valorile raportului de destindere prealabilă ρ, determinate de autori pentru motoarele respective precum și creșterea Δρ a acestui parametru, în procente față de valoarea pe care ar avea-o la un motor nesupraalimentat.

Din studiul ciclurilor termodinamice ale motoarelor cu admisiune normală și destindere trunchiată se știe că utilizarea unor valori reduse ale raportului de comprimare și ale raportului de creștere a presiunilor precum și utilizarea unor valori ridicate ale raportului de destindere prealabilă conduce la o reducere sensibilă a economicității motorului. Ca urmare, autorii și-au propus să verifice întrucît aceste concluzii rămîn valabile pentru motoarele supraalimentate cu turbine care utilizează gazele arse de evacuare.

Tabela 1

Denumirea motorului după GOST	p_s kgf/cm²	ε	λ	ρ	Δρ, %
6 Ci N 31,8/33	1,25	12—12,5	1,53	3,51	30
6 Ci N 40/46	1,60	13	1,58	3,66	30
4 D 10,8/12,7 (IAZ 204)	1,95	13,8	1,54	4,33	46
6 DN 32/2×40 (SULZER 6G-32)	2,10	11	1,47	5,07	54
6 Ci NK 30/45 (MAN)	2,95	13	1,59	5,24	87

La motoarele supraalimentate cu turbosuflante este necesar să se studieze ciclurile termodinamice ale fiecărui agregat : motor, suflantă, turbină cu gaze.

Pot fi luate în considerare următoarele două simplificări.

a) Lucrul mecanic de refulare al suflantei este egal cu lucrul mecanic efectuat de piston în cursa de admisiune, iar o parte din lucrul mecanic al turbinei este egal cu lucrul mecanic de evacuare efectuat de piston ; aceasta permite suprapunerea ciclurilor termodinamice ale celor trei agregate, obținîndu-se astfel un singur ciclu termodinamic care reprezintă ciclul termodinamic al întregii instalații.

b) Se consideră că presiunea din amontele turbinei este egală cu presiunea din punctul mort exterior, la sfîrșitul destinderii, în care caz destinderea ireversibilă a gazelor de evacuare în colector este eliminată. Această simplificare este justificată de următoarele considerente :

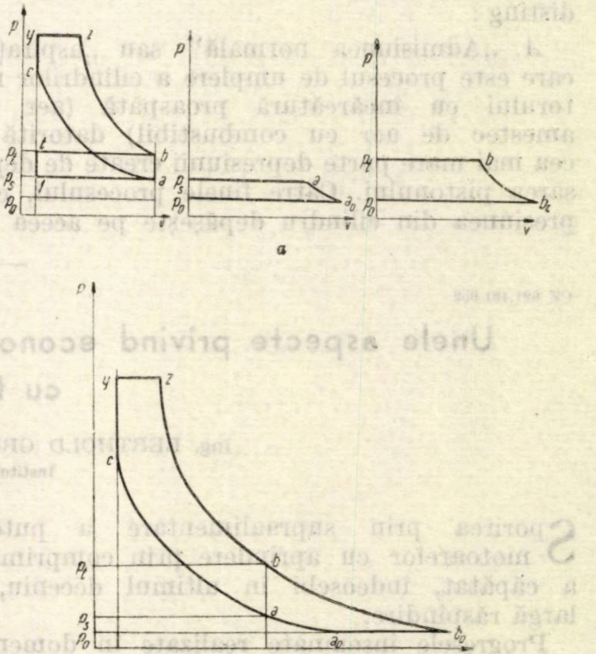
— în primul rînd se obține o expresie simplă a randamentului termodinamic ;

— în al doilea rînd corespunde unor cazuri reale și anume atunci cînd motoarele supraalimentate sînt echipate cu turbine de impuls, montate în poarta supapei de evacuare ; în celelalte cazuri, ciclurile termodinamice ale motoarelor supraalimentate cu turbosuflante reprezintă cicluri intermediare situate între cel propus prin simplificarea menționată și ciclul termodinamic cu admisie normală și destindere trunchiată ;

— în al treilea rînd, corespunde tendinței de a construi motoare de mare putere, supraalimentate la presiuni ridicate, apropiate de presiunea din punctul motor exterior la sfîrșitul destinderii.

Fie ciclurile termodinamice ale agregatelor motor-turbină-suflantă (fig. 1, a), în care p_0 este presiunea mediului ambiant ; p_s — presiunea de supraalimentare și p_t — presiunea din amontele turbinei.

Suprapunerea celor trei cicluri din figura 1, a conduce la ciclul instalației motor-turbină-suflantă (MTS, fig. 1, b). Se vede că ciclul obținut reprezintă un ciclu cu destindere prelungită, a_0 a c y z b b_0.



a

b

Fig. 1

Ciclul cu destindere prelungită a ieșit din atenția constructorilor de motoare întrucît s-a dovedit că dificultățile practice de realizare sînt de netrecut. În prezent el capătă impor-

---

** Raportul dintre volumul gazelor la sfîrșitul arderii izobare și volumul camerei de ardere.

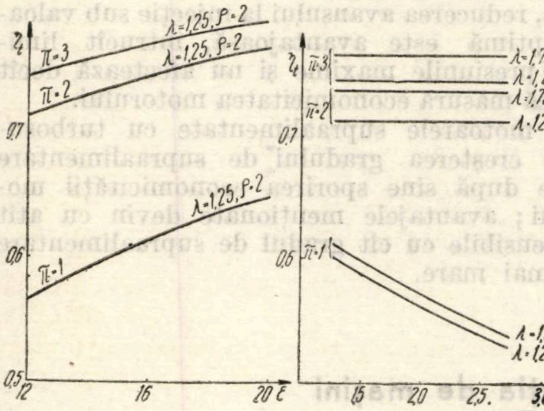
tanţă întrucît devine un ciclu limită superior al unei instalaţii motor-turbină-suflantă.

Efectuarea calculelor conduce la următoarea relaţie a randamentului termodinamic cu destindere prelungită:

$$\eta_t = 1 - \frac{k(\rho\lambda^k - 1)}{\varepsilon\pi^{1/k}[(\lambda - 1) + k\lambda(\rho - 1)]} \qquad (1)$$

în care π este gradul de supraalimentare ($\pi = p_s/p_o$).

În figurile 2, a şi 2, b se reprezintă grafic, comparativ, în funcţie de parametrii ε, ρ, λ, π, variaţia randamentului termodinamic al ciclului unui motor cu admisiune normală şi destindere trunchiată şi al ciclului unei instalaţii motor-turbină-suflantă, cu destindere prelungită.



a b

Fig. 2

Variaţia randamentului în funcţie de raportul de comprimare ε este reprezentată în figura 2,a. Alura de variaţie în toate cazurile este cea cunoscută. Ceea ce se remarcă însă este faptul că, odată cu creşterea gradului de supraalimentare, randamentul depinde într-o măsură mai mică de raportul de comprimare al motorului. În adevăr, dacă pentru ciclul cu destindere trunchiată o creştere a raportului de comprimare de la 12 la 20 determină o sporire a randamentului cu 14%, pentru ciclul cu destindere prelungită, în aceleaşi condiţii, randamentul creşte cu numai 7,42%. Sub aspect fizic acest fapt se explică prin aceea că la un motor supraalimentat ε reprezintă un raport parţial de comprimare prealabilă, o parte a comprimării efectuîndu-se în compresor.

Dependenţa în mai mică măsură a randamentului de raportul de comprimare permite să se tragă o concluzie importantă: în cazul motorului supraalimentat, necesitatea de a reduce raportul de comprimare pentru a limita presiunea maximă nu afectează în aceeaşi măsură randamentul termodinamic ca la un ciclu cu admisiune normală.

Variaţia randamentului în funcţie de raportul de destindere prealabilă ρ este reprezentată în figura 2, b pentru un ciclu cu destindere trunchiată ($\pi = 1$) şi pentru două cicluri cu destindere prelungită ($\pi = 2$, $\pi = 3$).

Curba $\pi = 1$ reprezintă o dependenţă cunoscută; curbele $\pi = 2$ şi $\pi = 3$ pun însă în evidenţă independenţa randamentului termodinamic faţă de raportul de destindere prealabilă.

Se observă totodată că mărirea parametrului λ nu antrenează o creştere sensibilă a randamentului termodinamic.

Pentru $\pi = 2$, creşterea parametrului λ de la 1,25 la 1,75 determină o sporire a randamentului de la 1,8 la 3%. În consecinţă se pot utiliavalori reduse ale parametrului λ, ceea ce înseamnă eliminarea în parte a mersului brutal al motorului şi totodată micşorarea uzurii lui.

Ultimele două cazuri sînt deosebit de însemnate pentru motorul supraalimentat.

Sporirea lucrului mecanic pe unitatea de cilindree la motorul supraalimentat înseamnă eliberarea unei cantităţi mai mari de căldură pe ciclu; în condiţiile limitării parametrului λ, va creşte deci parametrul ρ.

La un ciclu cu destindere trunchiată, mărirea lui ρ de la 1 la 3 micşorează randamentul termodinamic cu 22%; în aceleaşi condiţii, la un ciclu cu destindere prelungită, randamentul rămîne aproape nemodificat.

Pentru ciclurile intermediare ale motoarelor supraalimentate, rezultă o dependenţă mai puţin importantă a randamentului termodinamic faţă de ρ.

Limitarea presiunilor maxime la motorul cu admisiune normală prin reducerea avansului la injecţie are drept consecinţă deplasarea arderii în destindere; sub aspect termodinamic aceasta echivalează cu mărirea raportului de destindere prealabilă ρ, ceea ce înseamnă reducerea randamentului.

La motorul supraalimentat acest artificiu este cu atît mai important, întrucît permite reducerea eforturilor ce apar în piese; el va avea însă repercusiuni mai puţin importante asupra economicităţii motorului.

Din punct de vedere termodinamic mărirea parametrului ρ, într-un ciclu cu destindere trunchiată, reprezintă o pierdere de lucru mecanic; în ciclul cu destindere prelungită această pierdere este eliminată.

În adevăr, dacă se consideră pentru simplificare un ciclu cu destindere prelungită cu ardere izobară, expresia randamentului se obţine din relaţia (1), considerînd $\lambda = 1$.

Rezultă:

$$\eta_t = 1 - \frac{1}{\varepsilon_t^{k-1}}, \qquad (2)$$

adică randamentul termodinamic este dependent numai de raportul total de comprimare ε_t. Această împrejurare se explică astfel.

Dacă într-un ciclu termodinamic se comunică agentului de lucru aceeași cantitate de căldură, odată izobar și odată izocor în primul caz, temperatura medie a izvorului cald va fi mai mică, ceea ce conduce la micșorarea randamentului. În ciclul cu destindere prelungită (motor supraalimentat) se reduce însă și temperatura medie a izvorului rece în comparație cu scăderea izocoră din ciclul cu destindere trunchiată (motor cu admisiune normală), ceea ce conduce la sporirea randamentului.

Modificările temperaturilor medii ale celor două izvoare se produc astfel încît raportul lor rămîne neschimbat oricît ar crește ρ; drept urmare randamentul nu depinde de ρ.

Următorul exemplu justifică observațiile menționate. Motorul MAN — 6 kV $\frac{30}{45}$ funcționează cu o presiune de supraalimentare p_s = 2,92 kgf/cm^2. La acest motor raportul λ nu depășește valoarea întîlnită la motoarele de joasă sau medie supraalimentare, ceea ce conduce la o valoare considerabilă pentru ρ (tabela 1). Motorul prezintă totuși un consum specific indicat de combustibil foarte mic $C_i = 134$ g/CPh, ceea ce arată că randamentul indicat nu este afectat de sporirea raportului de destindere prealabilă.

Concluzii. Din acest studiu se desprind următoarele concluzii:

La motoarele supraalimentate cu turbosuflantă reducerea raportului de comprimare nu afectează în măsură însemnată randamentul termodinamic; în schimb ea este avantajoasă întrucît limitează eforturile maxime care apar în organele motorului.

La motoarele supraalimentate cu turbosuflantă este indicat să se limiteze parametrul λ pentru a reduce solicitările motorului. Creșterea în consecință a raportului de destindere prealabilă nu afectează în proporții însemnate randamentul termodinamic.

La motoarele supraalimentate cu turbosuflantă, reducerea avansului la injecție sub valoarea optimă este avantajoasă, întrucît limitează presiunile maxime și nu afectează decît în mică măsură economicitatea motorului.

La motoarele supraalimentate cu turbosuflante creșterea gradului de supraalimentare atrage după sine sporirea economicității motorului; avantajele menționate devin cu atît mai sensibile cu cît gradul de supraalimentare este mai mare.

CZ 621.001.13

Valori optime în construcția de mașini

Prof. ing. ALEXANDRU SELEȘTEANU
Institutul politehnic – București

Directivele Congresului al III-lea al P.M.R. pun un accent deosebit pe calitatea produselor. Pentru utilaje și mașini aceasta înseamnă: productivitate și randament ridicate, greutate scăzută și durabilitate adecvată. Introducerea tehnicii noi înlesnește realizarea acestor obiective, dar pentru o muncă sistematică în acest domeniu este necesară alegerea judicioasă a parametrilor, încă din faza de proiectare. Folosirea în acest scop a datelor empirice constituie o frînă în progresul tehnic și în consecință se simte nevoia de a obține date științifice pentru realizarea mașinilor de calitate superioară. Aceste valori optime folosite duc la reducerea consumurilor de: energie, combustibil și materiale.

Tabela 1

Valorile optime

Mărimea	Consecințele variației mărimii	
	Creșterea	Scăderea
Suprafața de schimb a căldurii	Greutății schimbătorului	Consumului de căldură
Diametrul conductei	Greutății conductei	Pierderilor de presiune
Presiunea și temperatura fluidului de lucru	Greutății instalației	Consumului de combustibil
Turația agregatului	Greutății reductorului	Greutății mașinii de forță
Viteza vehiculului	Consumului de energie	Timpului de transport
Viteza de așchiere	Uzurii sculei și mașinii	Timpului de prelucrare

Pentru înțelegerea mai clară a celor ce urmează se dau cîteva exemple, din diferite domenii ale construcției de mașini.

Aceste exemple sugerează o generalizare, care poate fi redată în următoarea schemă:

factor de optimalizat (x)
↓
efecte contrarii (y_1, y_2)
↓
însumarea efectelor în unități comparabile ($y_1 + y_2$)
↓
minimalizarea sumei $[(y_1 + y_2)_{min}]$,
redată grafic în figura 1.

Suma efectelor contrarii $y_1 + y_2$ are un minim, căruia îi corespunde valoarea optimă a factorului x_0. O abatere Δy în valoarea sumei permite stabilirea limitelor admisibile ale factorului (x_1, x_2).

Matematic, valoarea optimă a factorului x_0 se determină din condiția:

$$\frac{d(y_1 + y_2)}{dx} = 0.$$

O metodică asemănătoare este aplicabilă atunci cînd se optimalizează doi sau mai mulţi factori.

Aplicarea metodicei este redată pentru o serie de exemple importante pentru construcţia de maşini.

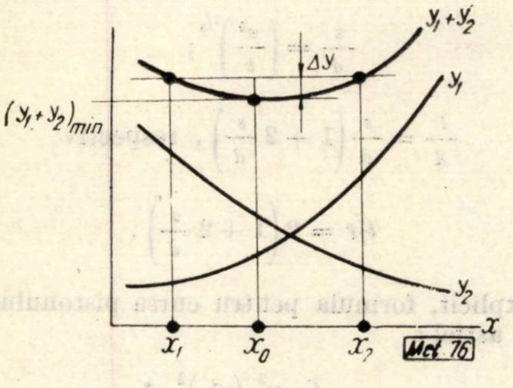


Fig. 1

I. *Reductoare*

Greutatea unui reductor cu mai multe trepte poate fi exprimată prin relaţia :

$$G = C \cdot \frac{\gamma z}{\sigma} \cdot \frac{N}{n} \cdot f,$$

cu $f = 1 + i_1^2 + i_1(1 + i_2^2) + i_1 i_2 (1 + i_3^2) + + i_1 i_2 i_3 (1 + i_4^2) + \ldots$ şi $i = i_1 i_2 i_3 i_4 \ldots,$

în care :

$i_1, i_2, i_3, \ldots$ sînt raporturile de transmisiune ale treptelor ;

i — raportul de transmisiune total ;

γ, σ — greutatea specifică şi rezistenţa admisibilă a materialului ;

N, n — puterea şi turaţia la intrarea în reductor ;

z — numărul minim de dinţi ;

C — constanta adimensională de proporţionalitate.

Condiţia pentru obţinerea unei greutăţi minime la un raport total de transmisie dat duce la relaţia recursivă :

$$i_{n+1}^2 = 1 + 2i_n.$$

Folosirea relaţiei recursive pentru reductoare cu două şi trei trepte permite determinarea raporturilor optime ale treptelor şi ale greutăţii minime a reductorului (fig. 2, 3).

Din diagramele din figurile 2 şi 3 se desprind o serie de concluzii constructive :

— raporturile optime de transmisiune ale diferitelor trepte nu sînt egale, ci de valori diferite : la un raport total de transmisiune mic raportul de transmisiune al primei trepte este mai mic decît cel al treptelor următoare ; la un raport total de transmisiune mare, prima treaptă va avea raportul de transmisiune mai mare decît cel al treptelor 2, 3 etc. ;

— greutatea unui reductor cu o treaptă creşte rapid cu raportul de transmisiune ; la un raport de transmisiune total de peste 3,32 reductorul cu două trepte va avea greutatea mai redusă decît cel cu o treaptă ;

— în cazul cînd raportul de transmisiune al treptei este $i_n = 1+\sqrt{2}$, raportul total de transmisiune va fi $i = (1+\sqrt{2})^n$,

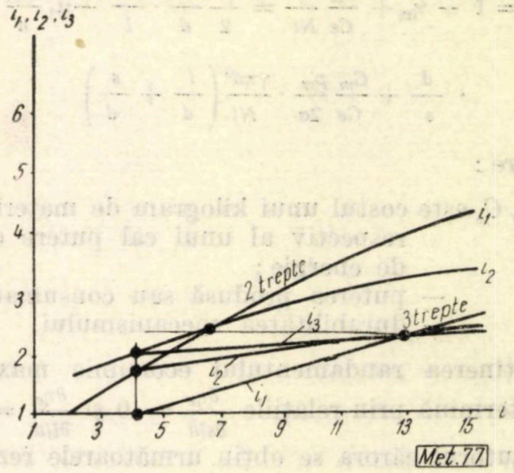


Fig. 2

iar funcţia f va fi $f = 2(1 + \sqrt{2})\ (i - 1)$, reprezentată în diagrama din figura 3 prin linia punctată, care este tangentă la curbele greutăţilor reductoarelor cu una, două şi trei trepte.

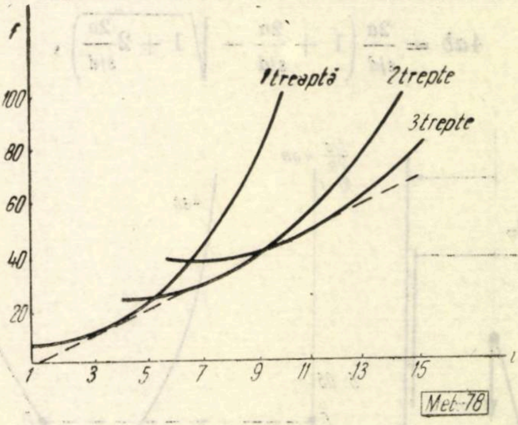


Fig. 3

Folosind raportul optim al transmisiunii $i_n = 1 + \sqrt{2}$, pentru greutatea reductorului rezultă relaţia :

$$G = 2\,(1 + \sqrt{2})\, C \frac{\gamma z}{\sigma} N \left(\frac{1}{n_0} - \frac{1}{n} \right),$$

în care n_0 este turaţia de ieşire din reductor.

II. *Mecanismul motor*

Schema şi notaţiile unui mecanism motor sînt date în figura 4.

Greutatea şi randamentul mecanic ale mecanismului sînt date de relaţiile :

$$G = \gamma \pi d^2 \frac{p_m}{2\sigma} (l + 2r)\,;\; 1 - \eta_m = \mu \frac{r}{l} + \mu_1 \frac{\pi d_1}{d} \cdot \frac{d}{s},$$

în care :

γ, σ sînt greutatea specifică şi rezistenţa admisibilă ale materialului ;

μ, μ_1 — coeficienţii de frecare între piston şi cilindru, respectiv în lagăre ;

d_1 — diametrul lagărului.

Pentru randamentul economic al mecanismului se poate scrie relația:

$$\frac{1}{\eta_e} = 1 - \eta_m + \frac{C_m}{Ce}\frac{G}{Nt} = \frac{\mu}{2}\frac{s}{d}\cdot\frac{d}{l} + \mu_1\frac{\pi d_1}{d}\cdot$$

$$\cdot\frac{d}{s} + \frac{C_m}{Ce}\frac{p_m}{2\sigma}\cdot\frac{\gamma\pi d^3}{Nt}\left(\frac{l}{d} + \frac{s}{d}\right)$$

în care:

C_m, C_e este costul unui kilogram de material, respectiv al unui cal putere oră de energie;
N — puterea produsă sau consumată;
t — durabilitatea mecanismului.

Obținerea randamentului economic maxim se determină prin relațiile $\frac{\partial\eta_e}{\partial s/d} = 0$ și $\frac{\partial\eta_e}{\partial l/d} = 0$ cu ajutorul cărora se obțin următoarele rezultate:

$$\frac{l}{d} = 2a\cdot\left(\frac{s/d}{2a}\right)^2\left(\sqrt{1 + 2\frac{2a}{s/d}} + 1\right);$$

$$4ab = \frac{2a}{s/d}\left(1 + \frac{2a}{s/d} - \sqrt{1 + 2\frac{2a}{s/d}}\right),$$

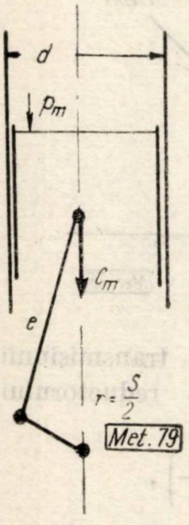


Fig. 4

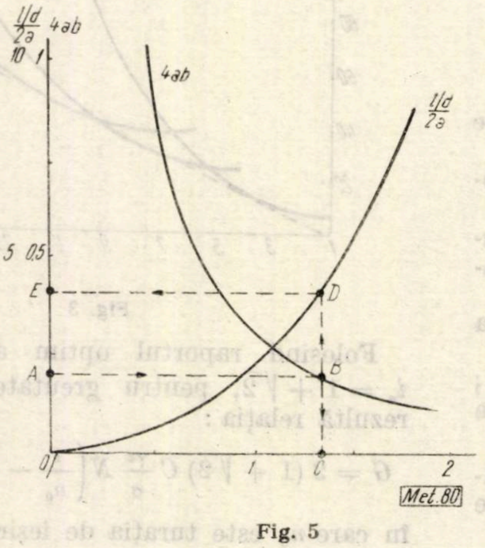


Fig. 5

în care s-au introdus prescurtările:

$$a = 2\pi\frac{\mu_1 d_1}{\mu d};$$

$$b = \frac{C_m}{C_e}\frac{p_m}{\sigma}\frac{\gamma\pi d^3}{\mu Nt}.$$

Reprezentarea grafică a acestei relații este redată în figura 5.

Cu ajutorul acestei diagrame se pot determina dimensiunile optime $\frac{s}{d}$ și $\frac{l}{d}$. Fixînd valorile a și b se marchează pe axa ordonatelor mărimea $4ab$ (punctul A); ducînd o orizontală pînă la intersecția cu curba $4\,ab$ (punctul B) și din punctul B verticala pînă la punctele C și D, se determină mărimile optime (C, E).

În cazul practic, cînd $4\,ab \ll 1$ calculele se simplifică, obținîndu-se direct următoarele rezultate:

$$\frac{s}{d} = \left(\frac{a^2}{b}\right)^{1/3};$$

$$\frac{l}{d} = \frac{s}{d}\left(1 + 2\frac{s}{d}\right), \text{ respectiv}$$

$$l/r = 2\left(1 + 2\frac{s}{d}\right).$$

Explicit, formula pentru cursa pistonului se scrie astfel:

$$s^3 = 4\pi\frac{C_e}{C_m}\frac{\mu_1^2}{\mu}\left(\frac{d_1}{d}\right)^2\frac{\sigma}{p_m\gamma}Nt.$$

III. *Turbomașini*

Schema și notațiile unei turbomașini axiale sînt redate în figura 6.

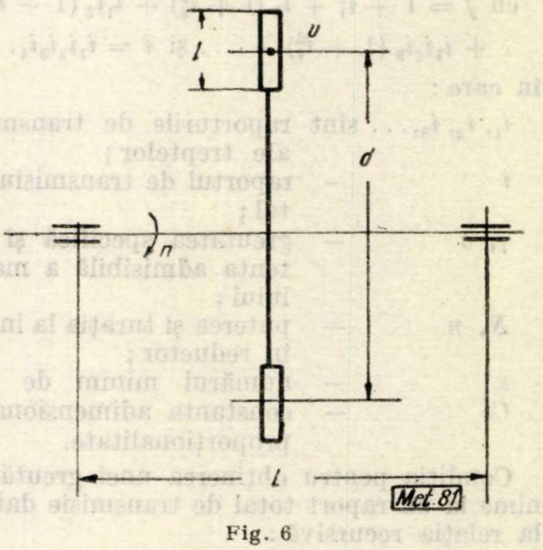


Fig. 6

Pentru greutatea mașinii se poate scrie:

$$G_m = \gamma_m\frac{\pi}{4}(d + l)^2 L.$$

Condițiile limitative ce se impun la proiectarea mașinii rotative pot fi exprimate astfel:

$$G = \gamma\cdot\pi dl\cdot C_a;$$

$$\sigma = 2\frac{l}{d}\frac{\gamma_m}{g}u^2;$$

$$u = \pi \mathrm{d}\mathrm{n},$$

în care:

G_m este greutatea maşinii;
G — debitul de fluid ce trece prin maşină în unitatea de timp;
γ, γ_m — greutăţile specifice ale fluidului şi materialului;
σ — efortul unitar admisibil;
C_a — viteza axială a fluidului.

Din condiţiile limitative se obţine:

$$\frac{l}{d} = \frac{g\sigma}{2\gamma_m u^2} = \frac{G}{\gamma\pi d^2 C_a},$$

rezultînd o relaţie importantă:

$$\frac{Gn}{d} = \frac{g\sigma}{2}\,\frac{\gamma}{\gamma_m}\,\frac{C_a}{u}.$$

Transformări matematice simple ale relaţiei pentru greutatea maşinii duc la rezultatul:

$$\frac{G_m}{G} = \frac{\pi\gamma_m L}{4}\left(x + \frac{u/C_a}{\pi^2\gamma x^3}\right)^2,$$

unde s-a introdus prescurtarea:

$$x = \frac{\frac{2\gamma_m}{\gamma}\,\frac{u}{C_a}}{g\sigma}\, n\sqrt{G}.$$

Reprezentarea grafică a acestei relaţii este redată în figura 7.

Se remarcă faptul că există o valoare optimă pentru x_0, care poate fi calculată din relaţia:

$$x_0^4 = \frac{3u/C_a}{\pi^2\gamma} \text{ sau explicit}$$

$$n^2G = \frac{3}{4\pi}\left(\frac{g\sigma}{\gamma_m}\right)^2 \cdot \gamma\left(\frac{C_a}{u}\right)^{3/2}.$$

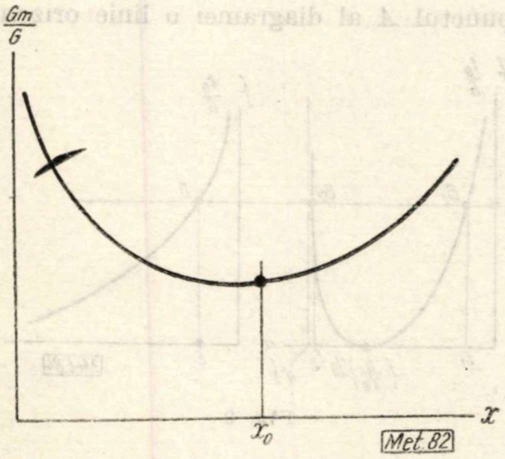


Fig. 7

IV. *Schimbătoare de căldură*

Repartizarea temperaturilor de-a lungul suprafeţei de schimb de căldură S este redată în figura 8, cu notaţiile respective.

Cantitatea de căldură schimbată este dată de relaţiile:

$$Q = C_1G_1(T_1'' - T_1') = C_2G_2(T_2 - T_2'') = KS\,\Delta Tm,$$

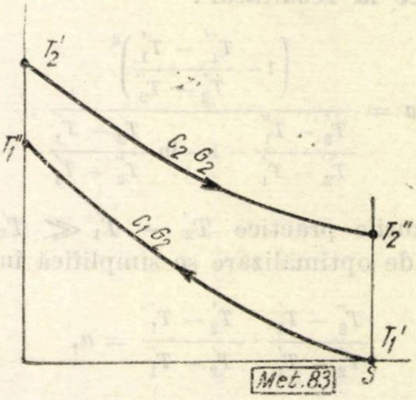


Fig. 8

în care:

$$\Delta T_m = \frac{T_2' - T_1'' - (T_2'' - T_1')}{\ln\dfrac{T_2' - T_1''}{T_2'' - T_1'}}.$$

Pentru eficienţa economică se poate scrie relaţia:

$$\frac{1}{\eta_e} = \frac{C_2G_2(T_2' - T_1')}{Q} + a\,\frac{K(T_2' - T_1')S}{Q},$$

în care:

$$a = \frac{1}{K(T_2' - T_1')} \cdot \frac{1}{Cq}\left[C_e\frac{N}{S} + \left(C_s + C_N\frac{N}{S}\right)\frac{1}{t}\right],$$

iar

$$\frac{N}{S} = \frac{\lambda\gamma}{300\,g}\,w^3.$$

În aceste relaţii:

C_1, C_2 sînt căldurile specifice ale mediilor rece şi cald;
G_1, G_2 — debitele mediilor rece şi cald;
K — coeficientul de schimb de căldură;
ΔT_m — diferenţa medie de temperatură;
N — pierderea de putere la trecerea fluidelor prin schimbătorul de căldură;
t — durabilitatea schimbătorului;
λ — coeficientul de rezistenţă ($\lambda = 0{,}03$);
γ — greutatea specifică medie a fluidelor;
w — viteza fluidelor;
C_s — costul unui metru pătrat de suprafaţă;
C_e — costul unui cal putere oră de energie;
C_N — costul unui cal putere investit;
C_q — costul unei kilocalorii de căldură.

Optimalizarea schimbului de căldură — presupunînd că este dorită încălzirea unei cantități de fluid rece (G_1) la temperatura T_1'', şi că la dispoziţie stă fluidul cald la temperatura T_2' — duce la rezultatul :

$$a = \frac{\left(1 - \dfrac{T_1'' - T_1'}{T_2' - T_2''}\right)^2}{\dfrac{T_2' - T_1''}{T_2'' - T_1'} - 1 - \ln \dfrac{T_2' - T_1''}{T_2'' - T_1'}} .$$

În cazurile practice $T_2'' - T_1' \ll T_2' - T_1'$, condiţia de optimalizare se simplifică în :

$$\frac{T_2'' - T_1'}{T_2' - T_1'} \cdot \frac{T_2' - T_1''}{T_2' - T_1'} = a,$$

ceea ce permite determinarea temperaturii T_2'' optimă şi, în consecinţă, a suprafeţei economice de schimb de căldură.

V. *Vehicule*

În cazul unui vehicul se pot introduce următoarele definiţii :

$$N = \frac{\alpha\,(f + s)\,G}{75}\,\frac{l}{\dfrac{l}{u} + \dfrac{t_0}{G} \cdot G} ;$$

$$P = \frac{\alpha}{75\eta}\left[(f + s)\,(G + G_m) + \frac{\rho A}{2}\,u^2\right]\frac{l}{\dfrac{l}{u} + \dfrac{t_0}{G}\,G} ;$$

$$\frac{1}{\eta e} = \frac{P}{N} + \frac{Gm}{C_0\,Nt} + \frac{P_0}{N} ;$$

$$G_m = \beta G ;$$

$$A = A_0\,(1 + \gamma G),$$

în care :

N este capacitatea de transport a vehiculului ;
P — puterea necesară pentru propulsie ;
α — gradul de folosire ;
f — rezistenţa relativă la rostogolire ;
s — rampa ;
ρ — densitatea aerului ;
G — greutatea utilă ;
G_m — greutatea proprie :
u — viteza de transport ;
l — lungimea de transport ;
t_0 — timpul pentru încărcare, descărcare ;
A — suprafaţa rezistentă ;
A_0 — suprafaţa iniţială ;
C_0, P_0 — coeficienţi economici legaţi de preţurile materialelor şi energiei, precum şi de salariile plătite în perioada exploatării maşinii ;

$$C_0 = \frac{C_e}{C_m} \qquad P_0 = \frac{S'}{C_e}$$

unde

C_m — costul unui kg de maşină ;
S' — salarii în lei/h ;
C_e — costul unui CPh de energie ;
β — raportul între greutatea proprie şi greutatea utilă.

Determinarea randamentului economic maxim $(\eta_{e\,max})$ se face pe baza relaţiilor :

$$\frac{\partial \eta_e}{\partial G} = 0 ; \frac{\partial \eta_e}{\partial u} = 0,$$

din care se obţin următoarele rezultate :

$$b \cdot \frac{1}{l} \cdot \frac{t_0}{G} \cdot G^2 = \frac{1 + \dfrac{a}{2}\,u^3}{u} ;$$

$$au^3 = \frac{1 + bG}{1 + \gamma G},$$

unde s-au introdus prescurtările :

$$a = \frac{\alpha\,(f + s)\,\rho A_0}{75\eta\,P_0} ;$$

$$b = \frac{\beta}{C_0\,P_0\,t} .$$

Reprezentarea grafică a relaţiilor este redată în figura 9.

Metodica de calcul este următoarea :

După stabilirea datelor $l, \frac{t_0}{G}$ se trasează din punctul A al diagramei o linie orizontală care intersectează curbele în punctele B_1, B_2, D. Acestor puncte le corespund valorile optime ale vitezei $(C_1,\ C_2)$, precum şi ale greutăţii utile (E).

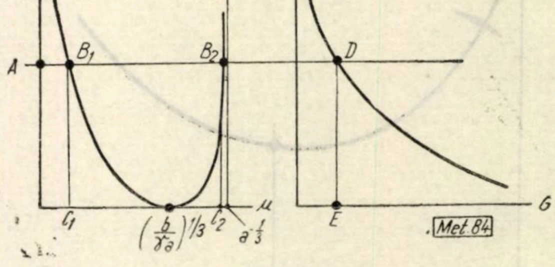


Fig. 9

Remarcabil este faptul că în cazul unei automatizări complete a încărcării-descărcării $\left(\frac{t_0}{G} = 0\right)$

viteza optimă de transport va fi dată de relaţia :

$$u^3 = \frac{75\,\eta\beta}{C_0\,(f+s)\,\rho A_0\,\gamma\alpha\,l}.$$

VI. *Prelucrarea prin aşchiere*

Obţinerea unei precizii de prelucrare necesită mai multe treceri, pentru evitarea forţelor mari de aşchiere, care produc deformaţii ale piesei şi dăunează preciziei de prelucrare.

Schema de prelucrare este redată în figura 10.

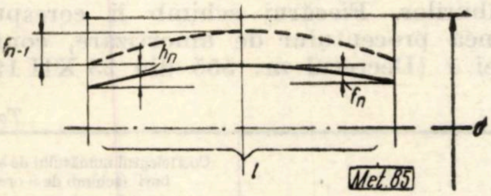


Fig. 10

Relaţiile generale sînt :

$$f = \alpha s h\,;$$

$$\alpha = \frac{4}{3\pi}\frac{\sigma}{E}\frac{l^3}{d^4},$$

în care :

s este avansul sculei ;
E — modulul de elasticitate al materialului ;
σ — rezistenţa la rupere a materialului.

Aplicarea relaţiei pentru două treceri succesive duce la :

$$f_n = \alpha s n\,(f_{n-1} - f_n + h_n),$$

respectiv

$$f_n = \frac{\alpha s_n}{1+\alpha s_n}\,(f_{n+1} + h_n).$$

Timpul de prelucrare pentru o trecere este

$$t_n = \frac{\pi d\,l}{u_n\,s_n}.$$

Condiţiile ce se pun sînt următoarele :

$\sum h_n = h$ — adaosul total de prelucrare să fie dat ;
$\sum t_n = t$ — timpul de prelucrare să fie minim ;
f_n — precizia de prelucrare să fie mare.

În cazul a două treceri, aceste condiţii — combinate cu relaţiile de prelucrare — duc la rezultatul :

$$h_1 + h_2 = h\,;$$

$$f_2 = \beta_1\beta_2 f_0 + \beta_1\beta_2 h_1 + \beta_2 h_2,$$

unde cu β s-a notat $\beta_n = \dfrac{\alpha s_n}{1+\alpha s_n} < 1.$

Condiţiile optime de prelucrare vor fi :

$$h_2 = 0\,;$$

$$h_1 = h\,;$$

$$f_2 = \beta_1\beta_2\,(h + f_0).$$

Problema economică poate fi redată astfel :

$$\frac{t_p\left(S' + \dfrac{C_s}{t_s}\right)}{t_f}\cdots\text{minim},$$

în care :

t_p este timpul de prelucrare ;
t_f — timpul de uzură a piesei prelucrate în timpul exploatării ei pe maşina pentru care este destinată ;
t_s — timpul de uzură a sculei de prelucrare ;
C_s — costul sculei prelucrătoare ;
S' — salariul orar.

Precizia de prelucrare este $\Delta = \dfrac{S^2}{8r} + \dfrac{4}{3\pi}\dfrac{\sigma}{E}\dfrac{l^3/h}{d^4}\,s.$

Diferenţierea după u şi după s duce la următoarele rezultate :

$$\frac{d\left(\dfrac{1}{t_s}\right)}{du}\cdot u - \frac{1}{t_s} = \frac{S'}{C_s}\,;$$

$$\frac{1}{t_f\,s}\cdots\textit{maxim},$$

ceea ce permite stabilirea pe cale grafică a condiţiilor optime de exploatare (fig. 11).

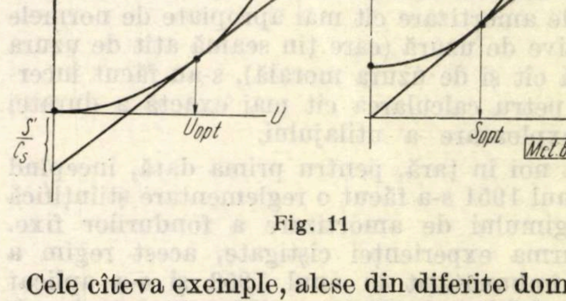


Fig. 11

Cele cîteva exemple, alese din diferite domenii ale construcţiilor de maşini, ilustrează folosirea valorilor optime pentru realizarea maşinilor de calitate superioară. Metodica preconizată poate fi aplicată oriunde, iar folosirea ei va permite construirea unor maşini cu economicitate ridicată. Dacă se cercetează maşinile realizate azi, se constată că ele nu satisfac întotdeauna condiţiile optime, risipindu-se astfel energie şi materiale. Este timpul ca *intuiţia* constructivă să fie înlocuită prin calcule tehnico-economice bazate pe realităţi.

CZ 621.7 : 621.9 : 338.063.43

Considerații privind cheltuielile de amortizare a utilajului

Ing. ROMULUS SUSAN
Institutul de construcții – București

Problema amortizării fondurilor fixe are o importanță deosebită pentru economia națională. Este cunoscut faptul că amortizarea oglindește procesul de transmitere a unei părți din munca materializată, cuprinsă în fondurile fixe, asupra prețului de cost al producției, respectiv recuperarea uzurii fondurilor fixe. Sistemul de amortizare constituie, de asemenea, o pîrghie importantă în acțiunea de stimulare a reducerii prețului de cost, în sensul că, cu cît crește volumul producției obținute cu aceleași fonduri fixe, cu atît amortizarea ce se include în prețul de cost al unității de produs este mai redusă, ceea ce duce la reducerea prețului de cost al unității de produs, în condițiile în care celelalte elemente ale prețului de cost nu se modifică.

Se știe că fondul de amortizare este destinat reproducției simple a fondurilor fixe și are o destinație dublă și anume : finanțarea lucrărilor capitale, respectiv înlocuirea mijloacelor scoase din funcțiune, ca urmare a uzurii lor (fizice și morale), și finanțarea reparațiilor capitale, cu ajutorul cărora se asigură folosirea fondurilor fixe pe durata lor normală.

Stabilirea justă a normelor de amortizare are o importanță deosebită pentru economia națională, constituind una dintre pîrghiile folosite pentru reglementarea mișcării planificate a fondurilor fixe. Mărimea cotelor de amortizare este legată de problema efectuării unui anumit volum de reparații capitale, care să asigure durata de exploatare a fondurilor fixe.

Pornind de la necesitatea stabilirii unor norme de amortizare cît mai apropiate de normele efective de uzură (care țin seamă atît de uzura fizică cît și de uzura morală), s-au făcut încercări petru calcularea cît mai exactă a duratei de exploatare a utilajului.

La noi în țară, pentru prima dată, începînd cu anul 1951 s-a făcut o reglementare științifică a regimului de amortizare a fondurilor fixe. În urma experienței cîștigate, acest regim a fost îmbunătățit în anul 1953 și s-a aplicat de la 1 ianuarie 1954, regim care este în vigoare și în prezent.

Norma de amortizare a fost stabilită diferențiat pe grupe de fonduri fixe, separat pentru clădiri, construcții, diferite tipuri de utilaj, scule, echipament tehnologic, și în funcție de numărul schimburilor de funcționare.

Astfel, în construcția de mașini, norma medie de amortizare pentru mașini, agregate, instalații de lucru (grupa a IV-a) a fost stabilită la 6,8%, pentru unelte, scule, dispozitive, instrumente (grupa a VI-a), la 9,2% etc.

Mărimea cotelor de amortizare a fondurilor fixe din categoria a IV-a — mașini și instalații de lucru — depinde de intensitatea de folosire a acestora și se mărește în raport cu coeficientul schimburilor. Fiecărui schimb îi corespunde mărimea procentului de amortizare, conform tabelei 1 (Decretul nr. 555 din 23 XII 1953).

Tabela 1

	Coeficientul numărului de schimburi (schimb de 8 ore)			
	1–1,5	1,5–2	2–2,5	2,5–3
Majorarea normei medii de amortizare în raport cu coeficientul schimburilor, %	10	20	28	35
Norme medii de amortizare pentru metalurgia prelucrătoare, majorate cu coeficientul schimburilor	7,48	8,16	8,70	9,18

Din tabela 1 rezultă că la fiecare patru ore de funcționare (pentru un semischimb) revine o creștere a procentului de amortizare de 10% (pentru 1,5–2 schimburi), apoi 8% (pentru 2–2,5 schimburi), iar după trecerea la 2,5–3 schimburi corespunde o creștere de 7%, ceea ce este nejust. Este evident faptul că, în cazul funcționării în trei schimburi, uzura utilajului crește mult, ca urmare a faptului că în acest caz întreținerea utilajului se înrăutățește, reviziile, verificările și reparațiile mici executîndu-se numai în cursul întreruperilor de scurtă durată, în zilele de odihnă și în cele nelucrătoare. Avînd în vedere acest fapt, autorul consideră că ar fi fost mai indicat să se fi adoptat o relație inversă a creșterii procentului de amortizare, în funcție de creșterea numărului de schimburi, respectiv de 7% (pentru 1,5–2 schimburi), de 8% (pentru 2–2,5 schimburi) și de 10% pentru trecerea la 2,5–3 schimburi.

În acest sens, tabela 1 s-a modificat așa cum se arată în tabela 1 a.

Tabela 1a

	Coeficientul schimburilor			
	1–1,5	1,5–2	2–2,5	2,5–3
Majorarea normei medii de amortizare, %	10	17	25	35
Norma medie de amortizare pentru metalurgia prelucrătoare, majorată cu coeficientul schimburilor	7,48	7,965	8,5	9 18

În acest articol nu se va trata problema stabilirii mărimii cotelor de amortizare, legată de determinarea duratei teoretice de exploatare a utilajelor deoarece este dificilă. Se consideră că pentru nevoile practice, într-o primă aproximaţie, durata raţională din punct de vedere economic de exploatare a diferitelor tipuri de maşini-unelte ar fi de 7—10 ani şi în acest caz procentul de amortizare a valorii utilajului ar fi de 14,3—10%. Stabilirea unor norme de amortizare mai mici, ca de exemplu aceea existentă de 6,8% (pentru un schimb) corespunde unei durate de exploatare a maşinilor-unelte de circa 15 ani, durată exagerată. Desigur că în întreprinderi mai există astăzi maşini-unelte care funcţionează de zeci de ani. Este evident că, fără modernizarea lor radicală (dacă este cazul), exploatarea lor în continuare nu este raţională din punct de vedere economic.

Creşterea cotelor de amortizare se reflectă negativ asupra preţului de cost. În acest sens problema trebuie minuţios analizată. Creşterea greutăţii specifice a amortizărilor în preţul de cost al producţiei — prin folosirea unor maşini şi instalaţii cu un grad mai înalt de mecanizare şi automatizare, cu o cotă mai mare de amortizare — este justificată numai cu condiţia asigurării creşterii productivităţii muncii la un nivel care nu numai să compenseze, dar să şi depăşească cheltuielile privind amortizarea.

Aşa după cum s-a arătat, fondul de amortizare este destinat finanţării reproducţiei simple a fondurilor fixe. Ţinînd seama de faptul că înlocuirea fondurilor fixe se face abia la scoaterea din funcţiune, datorită uzurii lor fizice, există posibilitatea ca fondurile de amortizare să fie folosite şi pentru reproducţia lărgită. În perioada anilor 1954—1958, volumul mijloacelor provenite din fondurile de amortizare, care au fost folosite pentru reproducţia lărgită, a reprezentat circa 35% din fondurile totale de amortizare, ca urmare a faptului că ritmul scoaterilor din funcţiune a fost în realitate mai mic decît cel corespunzător cotei pentru reînnoiri cuprinse în cotele medii de amortizare. În această perioadă, volumul mijloacelor de muncă scoase din funcţiune a reprezentat numai circa 37 % din volumul fondurilor de amortizare destinate reînnoirilor (fondul de amortizare minus fondurile alocate efectuării reparaţiilor capitale).

Ţinînd seama că, în ultimul timp, în lucrările şi articolele apărute au fost emise propuneri interesante în legătură cu importanţa problemei amortizărilor pentru economia naţională, cu privire la reevaluarea fondurilor fixe, la reexaminarea normelor de amortizare (în sensul adaptării unor norme diferenţiate de amortizare prin luarea în considerare a acţiunii uzurii morale, datorită progresului tehnic rapid şi neîntrerupt, elaborarea unei noi clasificări a fondurilor fixe etc.), autorul consideră oportună îmbunătăţirea — pe baza experienţei acumulate în ultimii ani — a Decretului din 1953.

De asemenea, trebuie avut în vedere că, în urma măsurilor adoptate de plenara C.C. al P.M.R. din decembrie 1959, o parte din fondurile pentru reparaţii capitale existente în sistemul actual au fost afectate pentru construcţii noi, mărindu-se astfel fondurile de investiţii, contribuindu-se prin aceasta la accelerarea ritmului reproducţiei socialiste lărgite.

Cotele de amortizare, pentru o operaţie sau pe unitatea de produs, depind de faptul dacă utilajul pe care se execută piesa respectivă (sau numai operaţia) este special sau universal.

Pentru o maşină-unealtă specială, reglată numai pentru o operaţie, cota de amortizare care se include în preţul de cost al operaţiei respective se determină prin împărţirea fondului anual de amortizare $A = \frac{C.a}{100}$ (unde C este valoarea (costul) maşinii şi a — norma procentuală de amortizare, în funcţie de numărul de schimburi) la mărimea programului anual exprimat în unităţi ale produsului respectiv. În cazul unei linii automate de maşini-unelte, cotele de amortizare pe unitatea de produs se pot stabili cu formula:

$$n_A = \frac{\left(a.C_u + \frac{C_s + C_l}{T}\right)}{P}$$

în care:

n_A este mărimea cotelor de amortizare pe unitatea de produs; a — norma anuală de amortizare a utilajului, în funcţie de regimul respectiv de funcţionare a liniei automate; C_u — costul părţii universale a utilajului liniei; C_s — costul părţii speciale a utilajului liniei; C_l — costul de lichidare a utilajului neamortizat pe care îl înlocuieşte linia, lei; T — numărul de ani în care se vor fabrica produsele respective; P — programul anual de producţie, în bucăţi.

Dacă o operaţie se execută pe o maşină-unealtă universală care execută şi alte cîteva operaţii, pentru stabilirea cotei de amortizare pe operaţie este necesar ca fondul anual de amortizare să fie repartizat pe fiecare operaţie executată la maşină, proporţional cu timpul pe bucată la fiecare dintre ele. Astfel, pentru un anumit fond de timp al maşinii-unelte F şi pentru un coeficient existent de folosire a utilajului ($k_f = 0{,}85$) se poate determina mărimea amortizării pe un minut de funcţionare a maşinii.

Cota de amortizare pe o anumită operaţie este dată de relaţia:

$$n_0 = \frac{A \cdot 100}{k_f \cdot F \cdot 60} \cdot t_b = a_m \cdot t_b$$

în care :

A este fondul anual de amortizare $A = \frac{C \cdot a}{100}$;

k_f — coeficientul estimat de folosire a utilajului (de exemplu : $k_f = 0{,}85$) ; F — fondul anual de timp al utilajului, ore ; t_b — timpul operaţiei (de obicei timpul mecanic), min ; a_m — cota de amortizare raportată la un minut, timp de funcţionare a maşinii.

Din aceste relaţii rezultă că mărimea cheltuielilor pentru amortizare a utilajului universal depinde de timpul pe bucată, iar la utilajul special, de mărimea programului de producţie. Folosind relaţia care dă cota de amortizare pe operaţie, se va calcula cota de amortizare raportată la un minut timp de funcţionare a maşinii, în două ipoteze : pentru lucrul într-un singur schimb (pentru care fondul anual de timp al utilajului $F \cong 2\,460$ ore, $a = 6{,}8\%$ şi $k_f = 0{,}85$) şi pentru lucrul în trei schimburi (pentru care $F = 6\,770$ ore, $a = 9{,}81$ şi $k_f = 0{,}85$).

$$\text{Cazul 1 : } a_{m1} = \frac{a \cdot C}{k_f \cdot F \cdot 60} = \frac{6{,}8}{0{,}85 \times 2460 \times 60} \cdot C =$$

$$= 5{,}42 \times 10^{-5}\ C, \text{ lei/min.}$$

$$\text{Cazul 2 : } a_{m3} = \frac{a \cdot C}{k_f F \cdot 60} = \frac{8{,}19}{0{,}85 \times 6770 \times 60} \cdot C =$$

$$= 2{,}66 \times 10^{-5}\ C, \text{ lei/min.}$$

Din aceste exemple se constată că în condiţiile actuale de stabilire a cotelor de amortizare, încărcarea maşinilor-unelte la trei schimburi modifică mărimea cotei cu $2{,}76 \times 10^{-5}\ C$, lei/min ($5{,}42 \times 10^{-5} \cdot C - 2{,}66 \times 10^{-5} \cdot C$).

Curbele din figura 1 reprezintă dependenţa între cota de amortizare raportată la un minut de funcţionare a maşinii a_m şi coeficientul de folosire a maşinilor-unelte. Curba *1* a fost construită pentru lucrul într-un schimb, iar curba *3*, pentru lucrul în trei schimburi.

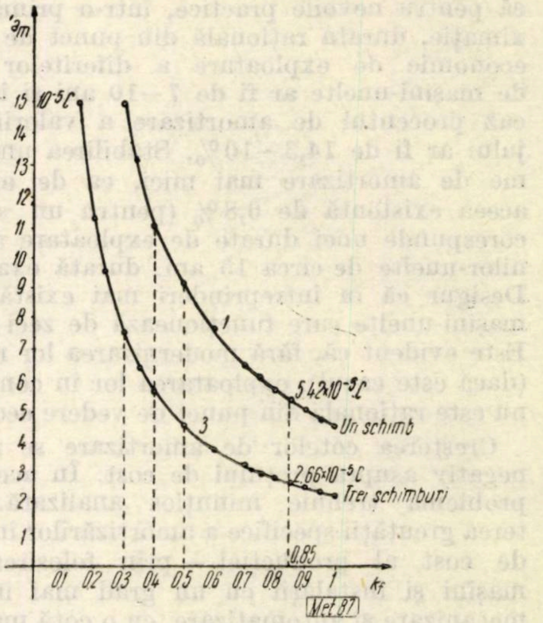


Fig. 1

Din grafic se constată că cotele de amortizare, care reprezintă o parte importantă a preţului de cost al procesului tehnologic, cresc brusc pentru un coeficient de folosire a utilajelor mai mic decît 0,3, pentru lucrul în trei schimburi, şi decît 0,4, pentru lucrul într-un schimb ; se mai poate trage concluzia că maşinile de înaltă productivitate sînt justificate din punct de vedere economic pentru un coeficient de utilizare a lor mai mare de 0,4—0,5 ; aceasta nu înseamnă că ele nu trebuie să fie folosite la întreaga lor capacitate.

CZ 621.91.07.025.11

Soluţia analitică a geometriei sculelor profilate

Conf. ing. ZOLTAN DUCA
Institutul politehnic – Bucureşti

Se ştie că pentru buna desfăşurare a procesului de aşchiere, adică : pentru reducerea la minimum a forţelor de aşchiere, deci a încălzirii şi a uzurii tăişului, pentru evitarea frecărilor inutile pe feţele de aşezare ale tăişurilor, pentru obţinerea calităţii optime a suprafeţelor prelucrate etc., teoria aşchierii stabileşte valorile optime ale unghiurilor de degajare, de aşezare, de atac şi de înclinare ale tăişului, în funcţie de materialul prelucrat, de materialul sculei, de felul procesului de aşchiere şi al sculei etc. şi sînt prezentate cu caracter de recomandare în manuale sau chiar normate în standarde şi normative.

Valorile optime recomandate se referă, evident, la *unghiurile active* adică la unghiurile dintre feţele active ale tăişului şi direcţiile mişcărilor relative dintre piesă şi sculă, unghiuri care trebuie să fie realizate în timpul procesului de aşchiere pentru desfăşurarea optimă a acestuia.

Dar, după cum se ştie şi se reaminteşte în figura 1, unghiurile active de degajare şi de aşezare (notate cu $\overline{\gamma}$ şi $\overline{\alpha}$) sînt rezultanta unghiurilor cinematice (de poziţie) ale tăişului (notate cu $\vec{\gamma}$ şi $\vec{\alpha}$ — dintre feţele active şi direcţiile sistemului de referinţă cinematică $OXYZ$ al maşinii-unelte) şi a unghiurilor τ dintre direcţia vectorului $\overline{u}$, tangent la traiectoria mişcării de aşchiere, cu aceleaşi direcţii de referinţă, adică :

$$\vec{\alpha} = \overline{\alpha} \pm \tau \ldots \text{şi} \ldots \vec{\gamma} = \overline{\gamma} \mp \tau. \qquad (1)$$

Unghiurile cinematice la rîndul lor sînt rezultanta unghiurilor constructive (proprii) ale tăişului (notate cu γ şi α — dintre feţele active şi direcţiile sistemului de referinţă constructiv, propriu al sculei) şi a unghiurilor σ, dintre direcţiile şi planele sistemului de referinţă constructiv al sculei şi direcţiile sistemului de referinţă cinematic (cînd scula este prinsă într-o poziţie oarecare, neparalelă cu sistemul de referinţă cinematic) adică :

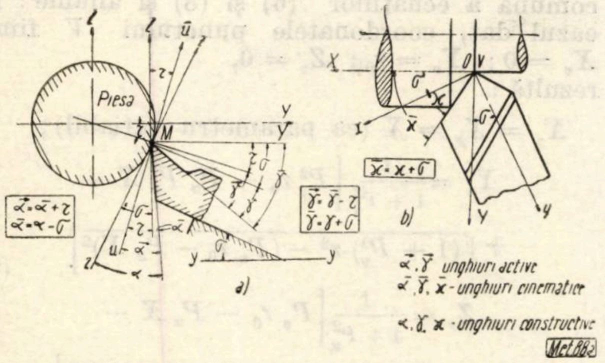

Piesa
M
$\overline{u}$
$\vec{\alpha} = \overline{\alpha} + \tau$
$\overline{\alpha} = \alpha - \sigma$
$\vec{\gamma} = \overline{\gamma} - \tau$
$\overline{\gamma} = \gamma + \sigma$
$\overline{\varkappa} = \varkappa + \sigma$
a)
b)
$\vec{\alpha}, \vec{\gamma}$ unghiuri active
$\overline{\alpha}, \overline{\gamma}, \overline{\varkappa}$ - unghiuri cinematice
$\alpha, \gamma, \varkappa$ - unghiuri constructive
Met 882

Fig. 1

$$\overline{\alpha} = \alpha \pm \sigma \ldots \text{şi} \ldots \overline{\gamma} = \gamma \pm \sigma. \qquad (2)$$

Aşadar

$$\vec{\alpha} = \alpha \pm \sigma \pm \tau \ldots \text{şi} \ldots \vec{\gamma} = \gamma \pm \sigma \mp \tau. \qquad (3)$$

Deci unghiurile active în procesul de aşchiere se pot deosebi substanţial de unghiurile constructive ale sculei, aceasta fiind funcţie de mărimea unghiurilor σ şi τ, respectiv de direcţia şi mărimea relativă a vitezelor mişcărilor de lucru şi de poziţia de prindere a sculei.

Prin urmare, la proiectarea sculei, unghiurile constructive ale tăişului nu pot fi luate egale cu unghiurile optime recomandate în normativele de aşchiere, acestea trebuind să fie egale cu unghiurile active. Adesea manualele de proiectare a sculelor trec cu vederea peste acest amănunt important, care nu poate fi neglijat decît în cazuri simple, cînd unghiurile τ şi σ sînt neglijabile.

Un al doilea amănunt important este faptul că valorile recomandate ale unghiurilor optime se referă la unghiurile active din planul în care au loc fenomenele funcţionale dintre tăiş şi piesă în procesul de aşchiere, adică detaşarea şi mişcarea aşchiei pe faţa de degajare şi mişcarea cu frecare dintre faţa de aşezare şi suprafaţa de aşchiere de pe piesă.

Or, planul funcţional al unghiului de degajare, în care are loc detaşarea şi mişcarea aşchiei pe faţa de degajare, este un plan normal pe faţa de degajare, şi care conţine vectorul $\overline{u}$ al vitezei de aşchiere, adică planul determinat de vectorul normal pe faţa de degajare (în punctul M oarecare de pe muchia tăişului) şi de vectorul $\overline{u}$ al vitezei de aşchiere. Pentru simplificarea calculelor însă, în practică, în locul acestui plan se consideră un plan normal pe planul de bază OXY şi pe *muchia aparentă a tăişului* * cu aproximaţia care rezultă din neglijarea componentelor u_x şi u_y ale vitezei $\overline{u}'$ (situate în planul OXY) şi a unghiului de înclinare $\overline{\lambda}$ al muchiei tăişului.

La fel, planul funcţional al unghiului de aşezare, în care are loc mişcarea cu frecare dintre faţa de aşezare şi suprafaţa de aşchiere, este un plan determinat de normala la faţa de aşezare şi de vectorul $\overline{u}$ al vitezei de aşchiere, în punctul M oarecare de pe muchia tăişului. Cu aceeaşi aproximaţie, acest plan se confundă cu planul normal pe planul de bază şi pe muchia aparentă ca şi în cazul precedent.

Prin urmare, într-un calcul analitic mai exact, unghiul optim recomandat trebuie să fie realizat în procesul de aşchiere, nu în orice plan, ci corect, în planele funcţionale arătate sau cel puţin în planul secant normal admis cu aproximaţie ca plan funcţional, comun ambelor feţe active ale tăişului. Astfel, relaţiile cu care se porneşte la calcule trebuie să fie :

$$\vec{\alpha}_N = \alpha_{opt} \ldots \text{şi} \; \vec{\gamma}_N = \gamma_{opt}. \qquad (4)$$

Se ştie însă că pe un tăiş de întindere mai mare şi cu forme complexe, ca în cazul sculelor profilate, unghiurile active, de degajare, de aşezare etc. variază de la un punct la altul al tăişului, ca urmare a variaţiei mărimii şi a direcţiei vitezei de aşchiere $\overline{u}$, precum şi ca urmare a variaţiei orientării muchiei în raport cu direcţia mişcării (variaţia unghiului de profil sau a unghiului de atac), şi din cauza variaţiei însăşi a unghiurilor constructive. Deci, în două puncte extreme ale tăişului pot fi unghiuri active remarcabil diferite, ivindu-se de asemenea cazuri cînd în anumite porţiuni ale tăişului acestea se anulează, creînd pe tăiş porţiuni sau puncte critice pentru unul dintre cele două unghiuri active.

Se naşte deci în mod firesc întrebarea : în care din punctele tăişului trebuie să se realizeze unghiurile active optime α_{opt} şi γ_{opt} recomandate. Dacă ele se realizează în punctul unde prin forţa lucrurilor avem unghiul maxim, în restul tăişului vor exista unghiuri deficitare şi invers, în punctele de maxim se vor obţine unghiuri prea mari care pot fi de asemenea nefavorabile.

---

* proiecţia muchiei pe planul de bază OXY.

Pentru a răspunde la această întrebare se va ţine seamă că unghiul activ optim recomandat se dă între două limite admisibile sau cu anumite toleranţe în plus şi în minus. Deci, în general, se poate acţiona astfel ca în punctele extreme ale tăişului şi în plane secante normale pe direcţia muchiei în punctul considerat să rezulte, în mod corespunzător, valorile limită ale unghiurilor active recomandate, sau valori cît mai apropiate de acestea. Trebuie arătat însă că această condiţie nu poate fi îndeplinită întotdeauna, din cauza altor condiţii privind precizia profilului, dificultăţile tehnologice de execuţie a sculei etc. În asemenea cazuri anumite porţiuni de pe tăiş vor lucra în mod forţat cu unghiuri deficitare sau va trebui să se recurgă la ascuţiri de ajustare a tăişului în zonele respective.

La fel, în porţiunile sau punctele critice ale tăişului, unde unul dintre unghiurile active (α sau γ, sau ambele în acelaşi timp) se anulează, ca urmare a faptului că unghiul de profil (sau de atac) este egal cu zero, este suficient să se creeze, prin diferite artificii, cel puţin un unghi minimal (de 1—3°), ba chiar uneori este necesar să se accepte şi valoarea zero, luînd în schimb oarecari măsuri pentru evitarea frecărilor pe suprafeţe prea mari.

În cele ce urmează se vor concretiza aceste principii generale într-o aplicaţie, în rezolvarea căreia se va utiliza metoda analitică generală de calcul al unghiurilor tăişului, descrisă în lucrările anterioare [1] şi [2].

Aplicaţie

Linia de profil a piesei din figura 2 — o freză deget pentru dinţare (freza nr. 8, modul 20) este compusă :

— dintr-un arc de evolventă *AC* avînd în sistemul de referinţă cinematic *OXYZ* ecuaţia :

$$r = Y_P = F_1(X)\,; \quad Z = 0\,; \tag{5}$$

— dintr-o racordare *CD* de ecuaţie :

$$r = Y_P = F_2(X)\,; \quad Z = 0\,; \tag{5'}$$

— şi dintr-o linie frontală *DV* de ecuaţie $X = 0\,;\ Z = 0.$ (5″)

Se consideră faţa de degajare plană înclinată faţă de planul de bază cinematic *OXY* sub unghiurile cinematice $\bar{\gamma}_x$ şi $\bar{\gamma}_y$ măsurate în cele două plane $X - X$ şi respectiv $Y - Y$ normale pe *OXY*, şi deocamdată nedeterminate. Cu acestea se poate scrie ecuaţia planului feţei de degajare care trece prin punctul $V\,(0, r_0, 0)$ al profilului sub forma :

$$-(Z - Z_v) = P_x\,(X - X_v) + P_y\,(Y - Y_v), \tag{6}$$

în care :

$$P_x = \mathrm{tg}\,\bar{\gamma}_x \ldots \text{şi} \ldots P_y = \mathrm{tg}\,\bar{\gamma}_y. \tag{7}$$

Muchia tăişului cuţitului profilat rezultă din punctele de intersecţie ale acestei feţe de degajare cu cercurile de rază r avînd ca centru axa piesei, şi care trec prin punctele curente ale liniei de profil, adică cu cercurile de ecuaţie :

$$r = \sqrt{Y^2 + Z^2}\,; \tag{8}$$

ecuaţia muchiei va rezulta deci ca soluţia comună a ecuaţiilor (6) şi (8) şi anume : în cazul dat, coordonatele punctului V fiind $X_v = 0\,;\ Y_v = r_0\,;\ Z_v = 0,$
rezultă :

$$\begin{aligned} X_s &= X_p = X \text{ (ca parametru variabil)}\,; \\ Y_s &= \frac{1}{1 + P_y^2}\Big[P_y^2\, r_0 - P_x\, P_y\, X + \\ &\quad + \sqrt{(1 + P_y^2)\, r^2 - (P_y\, r_0 - P_x\, X)^2}\Big] \\ Z_s &= \frac{1}{1 + P_y^2}\Big[P_y\, r_0 - P_x\, X - \\ &\quad - P_y\sqrt{(1 + P_y^2)\, r^2 - (P_y\, r_0 - P_x\, X)^2}\Big]. \end{aligned} \tag{9}$$

Fie, pentru materialul dat al piesei, unghiurile optime :

$$\alpha_{opt} = \vec{\alpha}_N = 10 - 12° \ldots \text{şi} \ldots \gamma_{opt} = \vec{\gamma}_N = 5 - 8°. \tag{10}$$

Unghiurile active într-un punct curent M de pe muchia tăişului au, în planul secant normal, expresiile simple :

$$\vec{\alpha}_{Nm} = \bar{\alpha}_{Nm} \pm \tau_{Nm} \ldots \text{şi} \ldots \vec{\gamma}_{Nm} = \bar{\gamma}_{Nm} \mp \tau_{Nm}, \tag{11}$$

iar în planele de măsurare auxiliare $X - X$ şi $Y - Y$ expresiile asemănătoare :

$$\begin{aligned} \vec{\alpha}_{xm} &= \bar{\alpha}_{xm} \pm \tau_{xm} \ldots\ldots \vec{\gamma}_{xm} = \bar{\gamma}_{xm} \mp \tau_{xm}\,; \\ \vec{\alpha}_{ym} &= \bar{\alpha}_{ym} \pm \tau_{ym} \ldots\ldots \vec{\gamma}_{ym} = \bar{\gamma}_{ym} \mp \tau_{ym}, \end{aligned} \tag{12}$$

în care unghiurile cinematice $\bar{\alpha}_N$ şi $\bar{\gamma}_N$ sînt date de relaţiile de recurenţă stabilite în [1] şi anume :

$$\begin{aligned} \mathrm{tg}\,\bar{\gamma}_N &= \mathrm{tg}\,\bar{\gamma}_x \sin\bar{\varkappa} + \mathrm{tg}\,\bar{\gamma}_y \cos\bar{\varkappa} = \\ &= P_x \sin\bar{\varkappa} + P_y \cos\bar{\varkappa}\,; \\ \mathrm{ctg}\,\bar{\alpha}_N &= \mathrm{ctg}\,\bar{\alpha}_x \sin\varkappa + \mathrm{ctg}\,\bar{\alpha}_y \cos\varkappa = \\ &= Q_x \sin\bar{\varkappa} + Q_y \cos\bar{\varkappa}, \end{aligned} \tag{13}$$

$\bar{\varkappa}$ fiind unghiul de atac al muchiei în punctul considerat, care — pentru simplificarea calculelor — se poate considera egal cu (ε_p), unghiul de profil al piesei, cu o eroare foarte mică, neglijabilă, deci conform relaţiilor stabilite în [1] :

$$\cos\varkappa \simeq \cos\varepsilon_p = \frac{1}{\sqrt{1 + (Y'_p)^2}}, \tag{14}$$

în care Y'_p este derivata în raport cu X a ecuaţiei (5) a profilului $Y_p = F_1(X)$, $Y_p = F_2(X)$ etc.

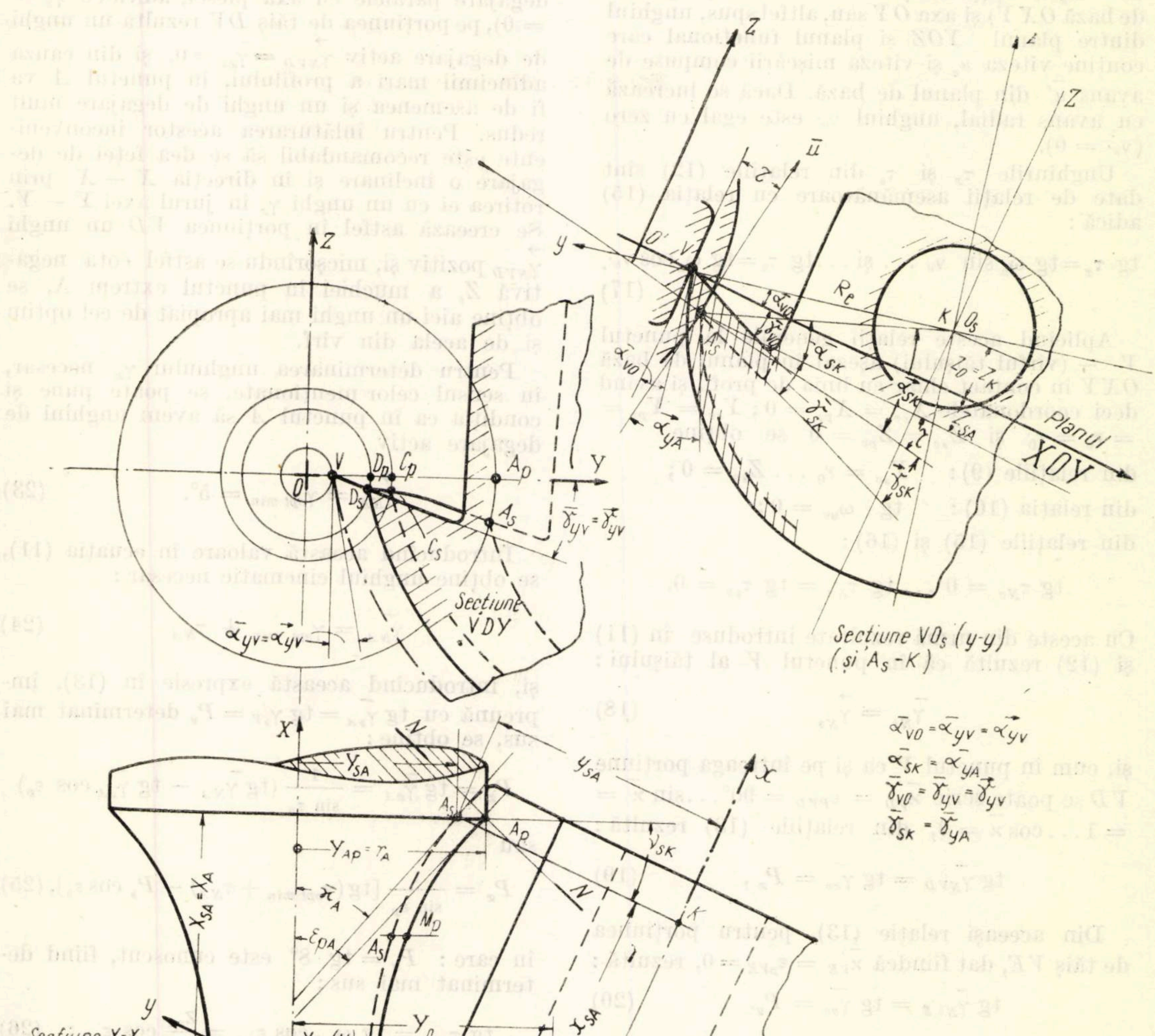
Unghiul τ_N este proiecţia unghiului ω_u dintre vectorul vitezei de aşchiere $\bar{u}$ din punctul considerat şi axa OZ, adică:

$$\operatorname{tg}\tau_N = \operatorname{tg}\omega_u \cos(\nu_{u'} - \bar{\varkappa}) \approx \operatorname{tg}\omega_u \cos(\nu_{u'} - \varepsilon_p), \qquad (15)$$

în care:

$$\operatorname{tg}\omega_u = \frac{Z_s}{Y_s}, \qquad (16)$$

obţinut într-o formă mai simplă, neglijându-se vitezele de avans care în cazul strunjirii cu



Z
Z
$\bar{u}$
y
R_c
O_s
K
planul XOY
Z
Y
O
V
D_p
C_p
A_p
D_s
A_s
C_s
Secţiune VDY
$\bar{\gamma}_{yv} = \bar{\gamma}_{yv}$
$\bar{\alpha}_{yv} = \bar{\alpha}_{yv}$
Secţiune VO_s (y-y)
(şi A_sK)
$\bar{\alpha}_{VO} = \bar{\alpha}_{yv} = \bar{\alpha}_{yv}$
$\bar{\alpha}_{SK} = \bar{\alpha}_{yA}$
$\bar{\gamma}_{VO} = \bar{\gamma}_{yv} = \bar{\gamma}_{yv}$
$\bar{\gamma}_{SK} = \bar{\gamma}_{yA}$
X
N
γ_{SA}
Y_{SA}
$\chi_{SA} = \chi_A$
$Y_{AP} = \tau_A$
ε_{DA}
M_p
γ_{SK}
α_{SA}
y
Y_0
X(N)
Secţiune X-X
$\bar{\gamma}_{xv}$
$\bar{\alpha}_{xv}$
$\bar{\gamma}_{xv} = \bar{\gamma}_{xv} = \bar{\delta}_{NVD}$
$Y_v = \tau_D$
E
X(N)
O_s
$\nu_0 = 2$
Y
Met.88b
X

Fig. 2

cuțite profilate sînt foarte mici în raport cu viteza mișcării principale v;

Y_s și Z_s sînt coordonatele punctului curent de pe muchie, date de ecuațiile (9).

Unghiul $\nu_{u'}$ este unghiul dintre vectorul $\bar{u}' = \bar{u}_x + \bar{u}_y$ (proiecția vectorului $\bar{u}$ pe planul de bază OXY) și axa OY sau, altfel spus, unghiul dintre planul YOZ și planul funcțional care conține viteza u_z și viteza mișcării compuse de avans $\bar{u}'$ din planul de bază. Dacă se lucrează cu avans radial, unghiul $\nu_{u'}$ este egal cu zero ($\nu_{u'} = 0$).

Unghiurile τ_x și τ_y din relațiile (12) sînt date de relații asemănătoare cu relația (15) adică:

$$\mathrm{tg}\ \tau_x = \mathrm{tg}\ \omega_u \sin \nu_u \ldots \text{și} \ldots \mathrm{tg}\ \tau_y = \mathrm{tg}\ \omega_u \cos \nu_{u'}. \tag{17}$$

Aplicînd aceste relații generale la punctul V — (vîrful tăișului) așezat în planul de bază OXY în contact chiar cu linia de profil și avînd deci coordonatele $X_{sv} = X_{pv} = 0$; $Y_{sv} = Y_{pv} = r_v = r_0$ și $Z_{sv} = Z_{pv} = 0$ se obține

din relațiile (9): $Y_{sv} = r_0 \ldots Z_{sv} = 0$;

din relația (16): $\mathrm{tg}\ \omega_{uv} = 0$;

din relațiile (15) și (16):

$$\mathrm{tg}\ \tau_{Nv} = 0 \ldots \mathrm{tg}\ \tau_{Nv} = \mathrm{tg}\ \tau_{yv} = 0.$$

Cu aceste din urmă rezultate introduse în (11) și (12) rezultă că în punctul V al tăișului:

$$\bar{\gamma}_{Nv} = \vec{\gamma}_{Nv} \tag{18}$$

și, cum în punctul V ca și pe întreaga porțiune VD se poate scrie $\bar{\varkappa}_{VD} = \varepsilon_{PVD} = 90° \ldots \sin \bar{\varkappa} = 1 \ldots \cos \bar{\varkappa} = 0$, din relațiile (13) rezultă:

$$\mathrm{tg}\ \bar{\gamma}_{NVD} = \mathrm{tg}\ \bar{\gamma}_{xv} = P_x, \tag{19}$$

Din aceeași relație (13), pentru porțiunea de tăiș VE, dat fiindcă $\bar{\varkappa}_{VE} = \varepsilon_{pVE} = 0$, rezultă:

$$\mathrm{tg}\ \bar{\gamma}_{NVE} = \mathrm{tg}\ \bar{\gamma}_{yv} = P_y. \tag{20}$$

Prin urmare, ținînd seamă de relațiile (18) și (10), pentru tăișul VE se poate considera:

$$\bar{\gamma}_{yv} = \bar{\gamma}_{Nv} = \vec{\gamma}_{Nv} = \gamma_{opt}. \tag{21}$$

Avînd în vedere însă că în zona vîrfului V există unghiul activ de degajare cel mai mare și că el scade pe măsura creșterii razei piesei, iar unghiul de așezare se comportă tocmai invers, se va alege pentru $\bar{\gamma}_{yv}$ valoarea maximă a unghiului recomandat conform relației (10), iar pentru $\bar{\alpha}_{yv}$ valoarea minimă, așa încît:

$$\bar{\gamma}_{yv} = \gamma_{opt\ max} = 8°. \tag{22}$$

Cu aceasta s-a determinat într-o primă aproximație parametrul P_y care va fi același în toate punctele tăișului, deoarece fața de degajare este plană.

În cazul construcției și așezării uzuale a cuțitului față de piesă (cu axa și cu fața de degajare paralele cu axa piesei, adică cu $\gamma_x = 0$), pe porțiunea de tăiș DV rezultă un unghi de degajare activ $\vec{\gamma}_{NVD} = \bar{\gamma}_{xv} = 0$, și din cauza adîncimii mari a profilului, în punctul A va fi de asemenea și un unghi de degajare mult redus. Pentru înlăturarea acestor inconveniente este recomandabil să se dea feței de degajare o înclinare și în direcția $X - X$ prin rotirea ei cu un unghi γ_x în jurul axei $Y - Y$. Se creează astfel în porțiunea VD un unghi $\vec{\gamma}_{NVD}$ pozitiv și, micșorîndu-se astfel cota negativă Z_s a muchiei în punctul extrem A, se obține aici un unghi mai apropiat de cel optim și de acela din vîrf.

Pentru determinarea unghiului γ_x necesar, în sensul celor menționate, se poate pune și condiția ca în punctul A să avem unghiul de degajare activ

$$\vec{\gamma}_{NA} = \gamma_{opt\ min} = 5°. \tag{23}$$

Introducînd această valoare în ecuația (11), se obține unghiul cinematic necesar:

$$\bar{\gamma}_{NA} = \gamma_{opt\ min} + \tau_{NA} \tag{24}$$

și, introducînd această expresie în (13), împreună cu $\mathrm{tg}\ \bar{\gamma}_{yA} = \mathrm{tg}\ \gamma_{yV} = P_y$ determinat mai sus, se obține:

$$P_x = \mathrm{tg}\ \bar{\gamma}_{xA} = \frac{1}{\sin \varepsilon_p} (\mathrm{tg}\ \bar{\gamma}_{NA} - \mathrm{tg}\ \bar{\gamma}_{yA} \cos \varepsilon_p)$$

sau

$$P_x = \frac{1}{\sin \varepsilon_p} [\mathrm{tg}(\gamma_{opt\ min} + \tau_{NA}) - P_y \cos \varepsilon_p], \tag{25}$$

în care: $P_y = \mathrm{tg}\ 8°$ este cunoscut, fiind determinat mai sus;

$$\mathrm{tg}\ \tau_{NA} = \mathrm{tg}\ \omega_{uA} \cos \varepsilon_{pA} = \frac{Z_{sA}}{Y_{sA}} \cos \varepsilon_{pA}; \tag{26}$$

$\ldots Z_s$ și Y_s sînt date de ecuațiile (9) din care, introducîndu-se P_y cunoscut, $X = X_A$ cunoscut și $r = r_A$ cunoscut, se obțin expresiile $Z_{sA} = f_1(P_x)$ și $Y_{sA} = f_2(P_x)$, funcții numai de parametrul P_x;

$\cdots \varepsilon_p$ se calculează cu relația (14) în care se consideră, $Y'_p = (Y'_p)_A$, aceasta din urmă fiind valoarea derivației $Y'_p = F'(X)_A$ a ecuației profilului, pentru $X = X_A$.

Cu acestea, membrul din dreapta al ecuației (25) devine o expresie numai în P_x și anume, adoptînd pentru termenii cunoscuţi următoarele notaţii :

$$X_A = A\,;\ \sin\varepsilon_s = m\,;\ \cos\varepsilon_p = n\,;$$
$$P_v = t\,;\ \operatorname{tg}\gamma_{opt} = s \qquad (27)$$

şi desfăcînd tg $(\gamma_{opt\,min} + \tau_{NA})$,
ecuaţia (25) devine :

$$P_x = \frac{1}{m}\left(\frac{s\cdot Y_{sA} + n\,Z_{sA}}{Y_{sA} - n\,s\,Z_{sA}} - nt\right), \qquad (28)$$

o ecuaţie de grad superior în care Y_{sA} şi Z_{sA} sînt funcţii de parametrul P_x şi care, rezolvată dă ca una din soluţii :

$$P_x = -\frac{r_A - t\,r_0}{A} = -\frac{r_A - P_v\,r_0}{X_A}. \qquad (29)$$

Dacă profilul este adînc, cum este în cazul acestei aplicaţii, rezultă că pentru a obţine în A un unghi apropiat de unghiul din V, faţa de degajare trebuie înclinată sub un unghi $\bar{\gamma}_x$ destul de mare (în cazul de faţă circa 27°). Or, aceasta aduce cu sine alte inconveniente, de ordin constructiv. Deci, în cazuri de acest fel, se poate alege o înclinare γ_x arbitrară, de 4–5° (cu panta de la A spre origine) şi se poate mări şi $\bar{\gamma}_{yv}$ cu cîteva grade peste limita superioară, obţinîndu-se astfel şi în punctul A unghiul $\vec{\gamma}_{NA}$ mai apropiat de cel optim.

Avînd astfel parametrii P_v şi P_x determinaţi, adică orientarea feţei de degajare ca şi poziţia ei (ca trecînd prin punctul V), se pot calcula coordonatele muchiei tăişului în orice punct, funcţie numai de abscisa X şi de raza piesei $r = F(X)$ şi se pot verifica unghiurile obţinute în punctele critice.

Pentru stabilirea unghiurilor de aşezare se procedează astfel : ştiind că unghiurile de aşezare active depind, între altele, şi de poziţia sculei faţă de sistemul de referinţă cinematic (exprimată simbolic prin unghiurile σ în fig. 1 şi în relaţia (3)), urmează să se stabilească poziţia necesară a cuţitului astfel ca în toate punctele tăişului să avem unghiuri de aşezare active pozitive, apropiate de valorile optime, iar în punctele critice să se realizeze cel puţin unghiuri minimale de 1–3°.

Poziţia sculei este determinată prin coordonatele originii sistemului de referinţă constructiv al sculei $O_s\,xyz$ şi prin direcţiile celor trei axe ale sistemului faţă de sistemul de referinţă cinematic $OXYZ$ al piesei. Trebuie deci să se determine coordonatele originii $X_0\ Y_0\ Z_0$ şi cosinusurile directoare ale axelor $a_x\,b_x\,c_x \ldots a_y\,b_y\,c_y \ldots a_z\,b_z\,c_z$, astfel ca să se realizeze unghiurile de aşezare necesare.

Punctele şi zonele tăişului, remarcabile din acest punct de vedere, sînt punctul V situat împreună cu muchia VE la raza cea mai mică a piesei, punctul A, situat la raza cea mai mare, şi muchia VD, pe care, în poziţia de prindere uzuală a sculei (cu axa paralelă) avem unghiul de aşezare egal cu zero. Se pleacă deci de la condiţia ca în planul secant $X - X$ normal pe muchia VD, să se realizeze un unghi de aşezare activ minimal de 3°, adică :

$$\vec{\alpha}_{NVD} \geqslant \alpha_{min} = 3°, \qquad (30)$$

iar în planul secant $Y - Y$, normal pe muchia VE, să se realizeze unghiul de aşezare activ egal sau apropiat de unghiul optim recomandat, adică :

$$\vec{\alpha}_{NVE} = \alpha_{opt\,min} = 10°. \qquad (31)$$

Se observă însă că în punctul V, după cum s-a văzut la calculul unghiului de degajare, avînd $\tau_{Nv} = \omega_u = 0\,;\ \varkappa_{VD} = \varepsilon_{VD} = 90°$ şi $\varkappa_{VE} = \varepsilon_{VE} = 0°$, din relaţiile (11), (13) şi (22) rezultă următoarele unghiuri cinematice (în planele secante normale) corespunzătoare :

$$\bar{\alpha}_{NVD} = \bar{\alpha}_{xVD} = \vec{\alpha}_{NVD} = \alpha_{min} = 3° \ldots \text{şi} \ldots$$
$$\bar{\alpha}_{NVE} = \bar{\alpha}_{yVE} = \vec{\alpha}_{NVE} = \alpha_{opt} = 10° \qquad (32)$$

în care :

... $\bar{\alpha}_{NVD} = \bar{\alpha}_{xv}$ este unghiul pe care îl face planul tangent în punctul V la faţa de aşezare circulară a muchiei VD cu planul vertical YOZ (în planul de măsurare $X - X$) ;

... $\bar{\alpha}_{NVE} = \bar{\alpha}_{yv}$ – unghiul pe care îl face planul tangent în V la faţa de aşezare circulară a muchiei VE cu planul vertical XOZ (în planul de măsurare $Y - Y$) ;

... (în cazul cuţitului prismatic planele tangente menţionate se confundă cu înseşi feţele de aşezare plane ale cuţitului pe tăişurile respective).

Linia de intersecţie a celor două plane tangente nu este altceva decît tangenta la muchia circulară periferică a cuţitului disc care conţine punctul de vîrf V (şi respectiv muchia rectilinie longitudinală a cuţitului prismatic, care trece prin vîrful V). Ea este deci tangenta la faţa de aşezare elementară din vîrful V al tăişului.

Dacă cuţitul disc şi sistemul său de referinţă constructiv xyz sînt aşezate paralele cu axele sistemului XYZ al piesei, şi cu axa $x - x$ în planul de bază OXY atunci tangenta la faţa de aşezare din vîrful tăişului va fi paralelă cu OZ şi unghiurile de aşezare pe ambele muchii adiacente VE şi VD vor fi nule. Acelaşi lucru şi în cazul cuţitului prismatic aşezat cu axele $oxyz$ paralele cu $OXYZ$.

Dacă în schimb axa $x - x$ a cuţitului se înclină în planul OXY cu un unghi oarecare ν_{v0}, planul radial VO_s al muchiei circulare prin V se înclină şi el, iar tăişul VD se mută de pe o faţă de aşezare plană, frontală, a discului, pe o suprafaţă conică în raport cu axa $x - x$, permiţînd realizarea unui unghi de aşezare diferit de zero.

Aceasta se obţine ca şi în cazurile obişnuite, rotind întregul cuţit în jurul punctului V în planul radial VO_s, cu un unghi cinematic convenabil $\bar{\alpha}_{VO}$, în urma căreia axa $x-x$ iese din planul XOY căpătînd o cotă Z_0 pozitivă faţă de acest plan.

Acelaşi lucru se poate realiza şi prin două rotiri succesive ale cuţitului, mai întîi în jurul axei OY cu unghiul $\bar{\alpha}_{xv}$, şi apoi în jurul punctului V, respectiv în jurul axei $X-X$ cu unghiul α_{yv}.

Prima soluţie apare mai avantajoasă pentru că, pe de o parte, se micşorează diametrul cuţitului disc şi, pe de altă parte, faţa de degajare (înclinată în planul secant $X - X$ după cum s-a găsit necesar la calculul unghiurilor de degajare) rezultă mai puţin înclinată faţă de axa sculei decît în cazul rotirii cuţitului şi în jurul axei $y - y$. În acest din urmă caz, cele două înclinări sînt de sens opus, mărind unghiul dintre axă şi faţa de degajare şi îngreunînd tăierea feţei de degajare şi ascuţirea pe această faţă.

Trebuie subliniat că în aceste rotiri ia parte numai corpul sculei cu feţele sale de aşezare. Faţa de degajare rămîne în poziţia determinată anterior în vederea realizării unghiurilor de degajare necesare şi la fel rămîn fixe şi muchiile tăişului profilat, obţinute prin intersecţia feţei de degajare cu suprafaţa profilată de revoluţie a piesei. Deci feţele de aşezare ale cuţitului disc rotit se vor obţine ducînd, prin punctele succesive ale muchiei profilate, cercuri cu centrul pe axa $x-x$ a sculei în poziţia deplasată în urma rotirilor efectuate.

La cuţitul profilat prismatic feţele de aşezare se obţin analog ducînd, prin punctele muchiei tăişului stabilite anterior, drepte paralele cu axa constructivă oz a prismei.

Se va imprima prin urmare cuţitului rotirile necesare : una de unghi ν_{v0} care echivalează cu o rotire de $\eta_z = \nu_{v0}$ în jurul axei OZ şi una de unghi $\bar{\alpha}_{v0}$, care echivalează cu o rotire de $\eta_x = \bar{\alpha}_{v0}$ în jurul axei Ox deplasate după prima rotire. O rotire în jurul axei Oy nu apare necesară, deci $\eta_y = 0$.

În urma acestor rotiri axele sistemului de referinţă constructiv al sculei x, y, z capătă direcţii noi faţă de axele XYZ, iar originea O_s capătă de asemenea coordonate noi $X_0\, Y_0 Z_0$.

Cosinusurile directoare ale axelor ox, oy, oz ale sistemului de referinţă constructiv al sculei se obţin din relaţiile (26) din [1] şi anume :

Cosinusurile directoare ale axei ox :

$$\begin{aligned} a_x &= \cos\eta_y \cos\eta_z + \sin\eta_x \sin\eta_y \sin\eta_z = \cos\nu_{v0}\,; \\ b_x &= \cos\eta_y \sin\eta_z - \sin\eta_x \sin\eta_y \cos\eta_z = \sin\nu_{v0}\,; \\ c_x &= \cos\eta_x \sin\eta_y = 0. \end{aligned} \tag{33}$$

Cosinusurile directoare ale axei oy :

$$\begin{aligned} a_y &= -\cos\eta_x \sin\eta_z = -\cos\bar{\alpha}_{v0} \sin\nu_{v0}\,; \\ b_y &= \cos\eta_x \cos\eta_z = \cos\bar{\alpha}_{v0} \cos\nu_{v0}\,; \\ c_y &= \sin\eta_x = \sin\bar{\alpha}_{v0}\,. \end{aligned} \tag{34}$$

Cosinusurile directoare ale axei oz :

$$\begin{aligned} a_z &= \sin\eta_y \cos\eta_z - \sin\eta_x \cos\eta_y \sin\eta_z = \\ &= -\sin\bar{\alpha}_{v0} \sin\nu_{v0}\,; \\ b_z &= -(\sin\eta_y \sin\eta_z + \sin\eta_x \cos\eta_y \cos\eta_z) = \\ &= -\sin\bar{\alpha}_{v0} \cos\nu_{v0}\,; \\ c_z &= \cos\eta_x \cos\eta_y = \cos\bar{\alpha}_{v0}. \end{aligned} \tag{35}$$

Din relaţiile obţinute se reţine că :

— c_x fiind [egal cu zero], axa ox rămîne paralelă cu planul XOY ;

— toate cosinusurile directoare sînt funcţii numai de cele două unghiuri $\bar{\alpha}_{v0}$ şi ν_{v0} care trebuie determinate.

Ecuaţiile necesare pentru determinarea celor cinci necunoscute rămase $X_0 Y_0 Z_0$, $\bar{\alpha}_{v0}$ şi ν_{v0}, se obţin astfel :

Din condiţiile puse pentru unghiurile $\bar{\alpha}_{xv} = \alpha_{min}$ şi $\bar{\alpha}_{yv} = \alpha_{opt}$ (relaţia 32) se determină ecuaţia tangentei la faţa de aşezare în punctul V şi în planul radial al muchiei exterioare circulare. Ea rezultă ca soluţie comună a ecuaţiilor celor două plane tangente, în punctul V la faţa de aşezare a muchiei VD şi la cea a muchiei VE, şi anume :

$$Z - Z_v = Q_{xv}(X - X_v) = Q_{yv}(Y - Y_v)_1 \tag{36}$$

în care :

$$Q_{xv} = \operatorname{ctg}\bar{\alpha}_{xv} \text{ şi } Q_{yv} = \operatorname{ctg}\bar{\alpha}_{yv} \text{ sînt cunoscute.}$$

Observînd că tangenta exprimată de ecuaţiile (36) este paralelă cu axa $O_s z$ şi deci are aceleaşi cosinusuri directoare şi că face cu axa OZ unghiul $\omega_z = \bar{\alpha}_{v0}$ (în planul radial VO_s) se poate scrie :

$$\frac{b_z}{a_z} = \frac{Q_{xv}}{Q_{yv}} \ldots \text{şi} \ldots \frac{c_z}{a_z} = Q_{xv}\,;$$

înlocuind $a_z\ b_z\ c_z$ cu expresiile lor din (35) se obţine :

$$\operatorname{tg}\nu_{v0} = \frac{Q_{yv}}{Q_{xv}} \ldots \text{şi} \ldots \operatorname{ctg}\bar{\alpha}_{v0} = -Q_{xv}\sin\nu_{v0} \tag{37}$$

de unde :

$$\sin\nu_{v0} = \frac{Q_{yv}}{\sqrt{Q_{xv}^2 + Q_{yv}^2}} \ldots \cos\nu_{v0} = \frac{Q_{xv}}{\sqrt{Q_{xv}^2 + Q_{yv}^2}}\,; \tag{38}$$

$$\operatorname{ctg}\bar{\alpha}_{v0} = \frac{-Q_{xv}\cdot Q_{yv}}{\sqrt{Q_{xv}^2 + Q_{yv}^2}}$$

$$\sin\bar{\alpha}_{v0} = \sqrt{\frac{Q_{xv}^2 + Q_{yv}^2}{Q_{xv}^2 + Q_{yv}^2 + Q_{xv}^2\cdot Q_{yv}^2}}$$

$$\cos\bar{\alpha}_{v0} = \frac{-Q_{xv}\,Q_{yv}}{\sqrt{Q_{xv}^2 + Q_{yv}^2 + Q_{xv}^2\cdot Q_{yv}^2}}. \tag{39}$$

Pe de altă parte se observă că dacă se alege ca origine a sistemului xyz punctul O_s, de intersecţie a axei $x - x$ cu planul radial al cuţitului disc, care trece prin punctul V, atunci segmentul VO_s este tocmai raza exterioară R_e a cuţitului, şi se poate scrie:

$$(X_0 - X_v)^2 + (Y_0 - Y_v)^2 + (Z_0 - Z_v)^2 = R_e^2 \quad (40)$$

în care R_e este cunoscut ca fiind determinat anterior după condiţii de ordin constructiv.

În figura 2 se vede de asemenea uşor că:

$$\frac{X_0 - X_v}{Y_0 - Y_v} = \operatorname{tg} \nu_{v0} = \frac{Q_{yv}}{Q_{xv}} \text{ (conf. relaţiilor 27 şi 36)} \quad (41)$$

şi că:

$$\frac{Z_0 - Z_v}{R_e} = \sin \bar{\alpha}_{v0} \quad (42)$$

Ţinînd seamă că în cazul dat:

$$X_v = Z_v = 0 \text{ şi } Y_v = r_0 \quad (43)$$

ecuaţiile (40)–(42) devin:

$$Z_0 = R_e \sin \bar{\alpha}_{v0};$$

$$X_0 = (Y_0 - r_0) \operatorname{tg} \nu_{v0}$$

$$Y_0 = r_0 + R_e \cos \alpha_{v0} \cos \nu_{v0}, \quad (44)$$

cu care avem toate ecuaţiile necesare şi toate elementele cunoscute.

Se verifică apoi unghiul $\vec{\alpha}_{NA}$ ce se realizează în punctul extrem A cu această poziţie a sculei.

Aplicînd relaţia (11) la punctul A, rezultă:

$$\vec{\alpha}_{NA} = \bar{\alpha}_{NA} + \tau_{NA}. \quad (45)$$

Unghiul $\bar{\alpha}_{NA}$ este dat de relaţia (13), iar unghiul τ_{NA} de relaţia (15) care cu aproximaţia $\bar{\varkappa}_A \approx \varepsilon_{pA}$ şi cu $\nu_{u'} = 90°$ devin:

$$\operatorname{ctg} \bar{\alpha}_{NA} = \operatorname{ctg} \bar{\alpha}_{xA} \sin \varepsilon_{pA} + \operatorname{ctg} \bar{\alpha}_{yA} \cos \varepsilon_{pA}; \quad (46)$$

$$\operatorname{tg} \tau_{NA} = \frac{Z_{sA}}{Y_{sA}} \cos \varepsilon_{pA}, \quad (47)$$

în care:

Z_{sA} şi Y_{sA} se calculează cu relaţia (9), iar ε_{pA} cu relaţiile (14) şi (1), iar $Q_{xA} = \operatorname{ctg} \bar{\alpha}_{xA}$ şi $Q_{yA} = \operatorname{ctg} \bar{\alpha}_{yA}$ se determină astfel:

Planul normal pe axa $x - x$ şi care trece prin punctul A_s (al muchiei, care generează puntul A de pe profil) are ecuaţia:

$$a_x (X - X_{sA}) + b_x (Y - Y_{sA}) + c_x (Z - Z_{sA}) = 0, \quad (48)$$

care, cu valorile lui a_x b_x şi c_x din ecuaţiile (33), devine ecuaţia unui plan normal pe planul OXY:

$$(X - X_{sA}) \cos \nu_{v0} + (Y - Y_{sA}) \sin \nu_{v0} = 0 \quad (49)$$

şi care pentru punctul K, de intersecţie cu axa $x - x$ dă:

$$\frac{X_{sA} - X_K}{Y_{sA} - Y_K} = - \operatorname{tg} \nu_{v0} \quad (50)$$

Intersecţia acestui plan cu planul tangent la faţa de aşezare a cuţitului în punctul A_s, scris sub forma:

$$Z - Z_{sA} = Q_{xA} (X - X_{sA}) + Q_{yA} (Y - Y_{sA}), \quad (51)$$

dă o dreaptă înclinată faţă de direcţia OZ cu unghiul $\bar{\alpha}_{sK}$ legat de $\bar{\alpha}_{xA}$ şi $\bar{\alpha}_{yA}$ prin relaţia cunoscută:

$$\operatorname{ctg} \bar{\alpha}_{sK} = Q_{xA} \sin \nu_{sK} + Q_{yA} \cos \nu_{sK}, \quad (52)$$

în care se vede uşor că $\nu_{sK} = \nu_{v0}$.

Dar $\bar{\alpha}_{sK}$ se poate exprina şi prin relaţia evidentă:

$$\operatorname{ctg} \bar{\alpha}_{sK} = \frac{\sqrt{(X_{sA} - X_K)^2 + (Y_{sA} - Y_K)^2}}{Z_{sA} - Z_K}, \quad (53)$$

în care:

$$Y_{sA} - Y_K = - (X_{sA} - X_K) \frac{\cos \nu_{v0}}{\sin \nu_{v0}};$$

$$X_K - X_0 = (X_{sA} - X_v) \cos \nu_{v0}$$

de unde, cu $X_v = 0$, se obţine

$$X_K = X_{sA} \cos \nu_{v0} + X_0 \text{ şi } Z_K = Z_0 \ldots X_{sA} = X_A,$$

aşa că ecuaţia (53) devine:

$$\operatorname{ctg} \bar{\alpha}_{sK} = \frac{X_A (1 - \cos \nu_{v0}) - X_0}{(Z_{sA} - Z_0) \sin \nu_{v0}}, \quad (54)$$

în care toate elementele sînt cunoscute, deci şi membrul din stînga al ecuaţiei (52) este cunoscut.

Pentru a forma cea de-a doua ecuaţie necesară determinării parametrilor Q_{xA} şi Q_{yA}, se observă că, tăind planul tangent la faţa de aşezare (51) cu planele secante $X = X_{sA}$ şi $Y = Y_{sA}$, se obţine:

$$Z - Z_{sA} = Q_{xA} (X - X_{sA}) = Q_{yA} (Y - Y_{sA}). \quad (55)$$

Din această relaţie ţinînd seama şi de ecuaţia (49), rezultă:

$$- \frac{X - X_{sA}}{Y - Y_{sA}} = \operatorname{tg} \nu_{v0} = \frac{Q_{yA}}{Q_{xA}}, \quad (56)$$

în care ultima ecuaţie împreună cu (52) formează sistemul în Q_{xA} şi Q_{yA}, de unde se obţin cele două necunoscute.

Introducînd valorile obţinute pentru Q_{xA} şi Q_{yA} în ecuaţia (46) se află valoarea unghiului activ $\vec{\alpha}_{NA}$ care rezultă în punctul A, cu scula aşezată în poziţia determinată mai sus.

Cunoscînd deci unghiurile cinematice necesare precum şi poziţia necesară a sculei pentru realizarea unghiurilor active optime sau admisibile în toate punctele tăişului, se pot determina unghiurile constructive, care trebuie să fie realizate la confecţionarea şi ascuţirea sculei.

Pentru aceasta se observă mai întîi (fig. 3) că atît la cuţitul disc cît şi la cel prismatic unghiul de aşezare constructiv este egal cu zero. Deci rămîne să se determine numai poziţia şi unghiurile γ_x şi γ_y ale feţei de degajare în raport cu sistemul de referinţă constructiv *xyz*.

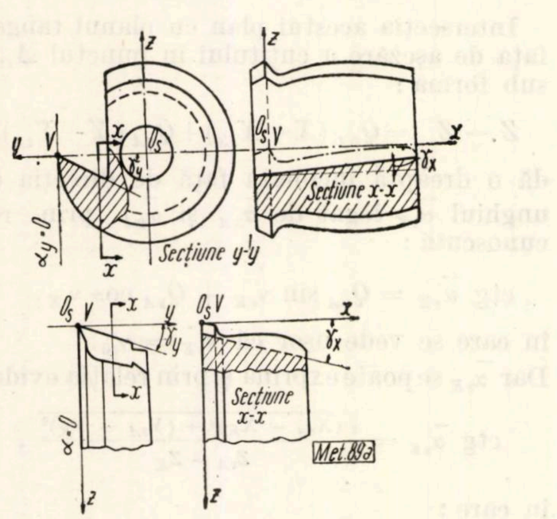


Fig. 3

Dacă se scrie ecuaţia acestei feţe (plane) sub forma preconizată în [1] în sistemul *xyz* ca trecînd prin vîrful *V* şi satisfăcută de un punct oarecare situat pe faţa de degajare, fie acesta A_s ($x_{sA}\, y_{sA}\, z_{sA}$ rezultă :

$$-(z_{sA}-z_v)=p_x(x_{sA}-x_v)+p_y(y_{sA}-y_v) \qquad (57)$$

şi scriind şi relaţia care rezultă uşor din secţiunea VO_s (fig. 2) $\gamma_{vv}=\bar{\gamma}_{v0}-\bar{\alpha}_{v0}$ sau respectiv

$$p_v=\operatorname{tg}\gamma_{vv}=\frac{\operatorname{tg}\bar{\gamma}_{v0}-\operatorname{tg}\bar{\alpha}_{v0}}{1+\operatorname{tg}\bar{\alpha}_{v0}\operatorname{tg}\bar{\gamma}_{v0}} \qquad (58)$$

se obţin cele două ecuaţii necesare pentru determinarea celor două necunoscute : $p_x=\operatorname{tg}\gamma_x$ şi $p_y=\operatorname{tg}\gamma_y$.

Coordonatele $x_{sA}y_{sA}z_{sA}$ ale feţei de degajare din ecuaţia (56) sînt coordonatele $X_{sA}\,Y_{sA}$ şi Z_{sA} ale aceleiaşi feţe din sistemul de referinţă cinematic *OXYZ* transcrise în sistemul constructiv, conform relaţiilor de transformare :

$$\begin{aligned} x_{sA}&=a_x(X_{sA}-X_0)+b_x(Y_{sA}-Y_0)+\\ &\quad+c_x(Z_{sA}-Z_0);\\ y_{sA}&=a_y(X_{sA}-X_0)+b_y(Y_{sA}-Y_0)+ \qquad (59)\\ &\quad+c_y(Z_{sA}-Z_0);\\ z_{sA}&=a_z(X_{sA}-X_0)+b_z(Y_{sA}-Y_0)+\\ &\quad+c_z(Z_{sA}-Z_0), \end{aligned}$$

în care : cosinusurile directoare sînt cunoscute conform relaţiilor (33), (34) şi (35) ş.a ; $X_{sA}Y_{sA}$ şi Z_{sA} precum şi $X_0\,Y_0$ şi Z_0 sînt de asemenea cunoscute din relaţiile (44) şi (9) ; $x_v=z_v=0$, iar $y_v=R_e$ este de asemenea cunoscut.

În ecuaţia (58), $\bar{\alpha}_{v0}$ este cunoscut din relaţiile (39), iar $\bar{\gamma}_{v0}$ se calculează cu relaţia :

$$\operatorname{tg}\bar{\gamma}_{v0}=P_x\sin\nu_{v0}+P_y\cos\nu_{v0}, \qquad (60)$$

în care toate componentele sînt de asemenea cunoscute.

Unghiurile constructive γ_x şi γ_y astfel determinate servesc la reglarea maşinii de frezat şi a maşinii de ascuţit pentru frezarea şi ascuţirea sculei pe faţa de degajare, astfel :

Se prinde cuţitul în dispozitivul triplu rotitor şi se aşază axele cuţitului şi ale dispozitivului paralele cu axele de acelaşi nume ale sistemului de referinţă al maşinii de ascuţit, dispozitivul fiind cu toate elementele la zero. După aceasta se roteşte dispozitivul, cu unghiul de rotire $\eta_x=\gamma_y$ în jurul axei sale paralele cu axa *oz* a cuţitului, şi în sfîrşit se roteşte din nou dispozitivul cu unghiul $\eta_y=\gamma_x$ în jurul axei paralele cu axa *oy* a cuţitului. Se obţine astfel poziţia finală de ascuţire (şi de frezare) arătată în figura 4.

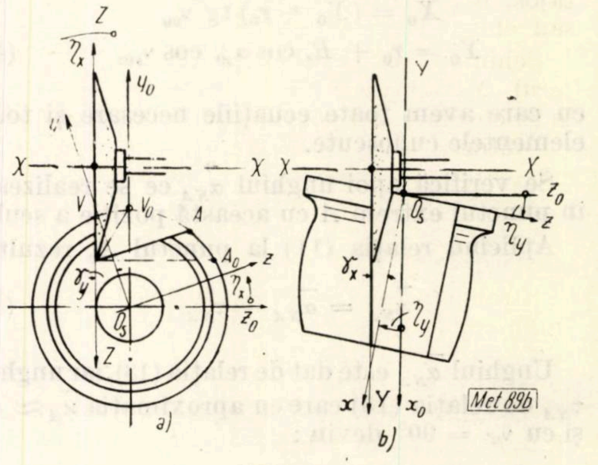


Fig. 4

---

[1] *Duca, Z.* Soluţii analitice generale ale geometriei prelucrărilor prin aşchiere. In : Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 8, 1961. [2] *Duca, Z.* Analiza unghiurilor active ale tăişului în procesul de aşchiere. In : Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 11, 1961. [3] *Duca, Z.* Proiect de Standard— Aşchierea şi scule aşchietoare. Terminologie. In : Standardizarea, nr. 10, 1961.

CZ 631.3 : 621.791.7

Electronituirea aplicată în construcția de mașini agricole

Ing. ILIE VASILE
Uzinele „Semănătoarea"

Construcțiile de mașini agricole sînt construcții îmbinate mixt prin nituri, șuruburi și suduri. La combina de recoltat cereale C 1, un produs de bază al uzinei „Semănătoarea", carcasa mașinii este o construcție de tablă subțire îmbinată în cea mai mare parte cu nituri. Alte ansambluri mari ale combinei C 1, cum sînt coșul de paie și casa sitelor, sînt de asemenea în cea mai mare parte nituite.

Ținînd seamă că îmbinările nituite sînt scumpe, au o productivitate redusă și în timpul execuției lor se produce un zgomot asurzitor în hale, s-a pus problema înlocuirii acestor îmbinări prin altele care să elimine dezavantajele enumerate. Cum în uzinele mari din U.R.S.S. se aplică cu succes electronituirea, s-a trecut și în uzina „Semănătoarea" la aplicarea acestui procedeu. S-a dovedit că procedeul de electronituire poate înlocui avantajos, în unele cazuri, îmbinările cu șuruburi sau chiar unele îmbinări sudate.

Schimbul de experiență organizat de Ministerul Metalurgiei și Construcției de Mașini, în zilele de 4 și 5 septembrie 1962, a trezit un viu interes între tehnologii uzinelor de vagoane, camioane, ascensoare etc., unde în multe cazuri se poate aplica cu succes noul procedeu, începîndu-se pregătirile necesare în vederea aplicării electronituirii.

Electronituirea este un procedeu modern de îmbinare prin puncte topite a tablelor între ele sau a tablelor cu profiluri, care pe porțiunea de îmbinat sînt parțial suprapuse.

Deoarece capul electronitului are forma unui buton, în unele lucrări de specialitate acest procedeu se mai numește și sudarea prin butoane. Procedeul poate fi însă foarte bine numit și sudonituire sau nituire prin sudură. Spre deosebire de sudarea electrică prin presiune (prin puncte), la care îmbinarea se formează prin încălzirea metalului pînă la starea plastică și presarea laolaltă a elementelor de sudat în timpul procesului, la electronituire îmbinarea se realizează prin topire, din care cauză acest procedeu se numește și sudarea prin puncte topite.

Electronituirea poate fi executată prin procedeul sub flux sau în mediu de gaz protector. La folosirea gazului protector, în cazul oțelului carbon, cele mai bune rezultate se obțin prin folosirea bioxidului de carbon. Cum în uzina „Semănătoarea" instalațiile cu care este dotată sînt cele sub flux, s-a aplicat acest procedeu la execuția electroniturilor.

Procesul de electronituire. Procesul de electronituire sub flux constă în descărcarea unui curent electric de intensitate mare, formînd un arc electric, prin contactul unei sîrme-electrod, de 4—6 mm diametru, cu piesele de electronituit care provoacă topirea tablei superioare cu pătrunderea băii de sudură în tabla inferioară. Dacă tablele sînt mai groase și nu se dispune de instalații puternice (peste 75 kVA), se recomandă ca pentru electronituire să fie prevăzută în tabla superioară o gaură cu diametrul cu 2—3 mm mai mare decît acela al sîrmei-electrod; în acest caz, sîrma topită formează în gaură o baie de sudură care pătrunde în piesa inferioară. În ambele cazuri, după solidificarea băii de sudură se formează un electronit care îmbină puternic cele două piese și care la partea superioară are un cap bombat, caracteristic acestui procedeu.

În timpul descărcării arcului electric, procesul de electronituire poate decurge cu sau fără înaintarea sîrmei. În primul caz, procesul decurge mai lent, deoarece se folosesc curenți mai mici. În cel de al doilea caz, adică cu electrodul fixat, procesul are loc într-un timp extrem de scurt, sub 0,1 s. În cadrul uzinei „Semănătoarea" se folosește procesul cu sîrma fixată, astfel încît descărcarea arcului se face prin curentul de scurtcircuit. Stabilitatea arcului se obține prin densitatea mare a curentului, care variază între 30 și 50 A/mm². Folosirea curenților mari asigură electroniturilor dimensiuni geometrice și rezistențe mecanice uniforme. Un mare avantaj al electronituirii cu electrod fixat este acela că aparatul de electronituire este simplu. În timpul procesului de electronituire cu electrodul fixat, sîrma se topește pe o lungime de 12—18 mm, necesară formării capului electronitului și umplerii găurii, dacă aceasta este prevăzută în piesa superioară.

Pentru electronituire, vîrful sîrmei-electrod, fiind în contact cu piesa superioară pe o suprafață foarte redusă, creează după stabilirea curentului o rezistență electrică mare, care provoacă descărcarea arcului electric, astfel că topirea capătului sîrmei are loc instantaneu, datorită puterii mari (20—30 kW) a arcului electric. Lungimea capătului topit variază în funcție de tensiunea în gol a instalației de electronituire și de proprietățile stabilizatoare ale fluxului. Crusta de zgură care rezultă din topirea parțială a fluxului acoperă uniform capul electronitului și asigură răcirea înceată a băii de sudură, precum și formarea uniformă a capului electronitului. Un electronit executat corect trebuie să aibă un diametru suficient de mare în zona suprafețelor în contact ale pieselor pentru a rezista efortului la care este supus. În figura 1 se arată secțiunea printr-un electronit la care D_c este diametrul capului electronitului ; D_{imb} — diametrul electronitului la îmbinarea dintre cele două table ; h_c — înălțimea capului electronitului ; h_b — adîncimea băii de sudură.

Dintre parametrii electronitului, diametrul D_{mb} este de o deosebită importanță, deoarece asigură rezistența mecanică a electronitului. Pentru table subțiri, în afară de D_{imb}, este important și D_c, deoarece ruperea are loc în tabla superioară după conturul capului electronitului.

Instalația de electronituire. Instalația de electronituire cuprinde următoarele :

— un transformator de sudură sau un grup de sudură pentru curenți de sudare cu intensitate mai mare de 250 A ;

— un contactor pentru stabilirea curentului, acționat de la aparatul de electronituire ;

— un aparat de electronituire (electronituitor) ;

— cablu de sudură și conductoare de legătură.

În figura 2 se arată două scheme electrice de principiu ale instalației de electronituire : a) cu transformator, și *b*) cu grup de sudură.

În cadrul uzinelor „Semănătoarea" sînt folosite la electronituire ambele scheme. Schema cu transformator de sudură provine din instalațiile automate pentru sudarea sub flux, iar schema u grup de sudură (motor-generator) din instalațiile semiautomate pentru sudarea sub flux. Aceste instalații sînt folosite în funcție de grosimea reperelor de electronituit, și anume :

— pentru electronituirea tablelor subțiri cu grosimea pînă la 1,5 mm (tabla superioară) și 2,5 mm (tabla inferioară), se folosesc instalațiile cu grup de sudură pentru curenți de 250—600 A. ;

— pentru electronituirea tablelor peste 1 mm grosime (tabla superioară) și o grosime practică nelimitată pentru piesa inferioară, se folosesc

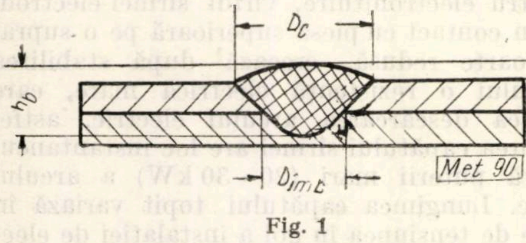


Fig. 1

instalațiile cu transformator de sudură pentru curenți de sudare de 400—1 200 A.

Contactoarele pentru stabilirea curentului folosite în cadrul uzinelor „Semănătoarea" sînt contactoarele din cutiile de comandă ale instalațiilor pentru sudarea automată sau semiautomată sub flux.

Tablele de electronituit *1* și *2* (fig. 2) se așază pe masa de lucru *3* care este legată la una din bornele transformatorului, respectiv a generatorului de sudură *I*. Pe partea superioară a tablelor, în contact cu tabla superioară, în locul de electronituit se află sîrma-electrod *4*, introdusă prin centrul ajutajului *5* al electronituitorului *III*, în care este vărsat fluxul *6*. Cealaltă bornă a transformatorului este legată la ghidajele de cupru *7* ale electronituitorului, între care este fixată sîrma-electrod *4*. După legarea transformatorului sau a grupului la rețea și după aducerea în contact a sîrmei-electrod cu tablele de electronituit și vărsarea fluxului, se apasă pe butonul *8*, care închide contactorul de curent *9* din cofretul de comandă *II*. Prin închiderea circuitului de sudură, între sîrma-electrod și piesele de electronituit are loc descărcarea arcului electric, în care timp se produce topirea capătului sîrmei-electrod și formarea electronitului. După topirea capătului sîrmei-electrod, arcul de sudură se întrerupe în mod automat, după care muncitorul întrerupe apăsarea pe buton. Prin aceasta, ciclul de sudare a electronitului este terminat și electronituitorul este mutat pentru executarea electronitului următor.

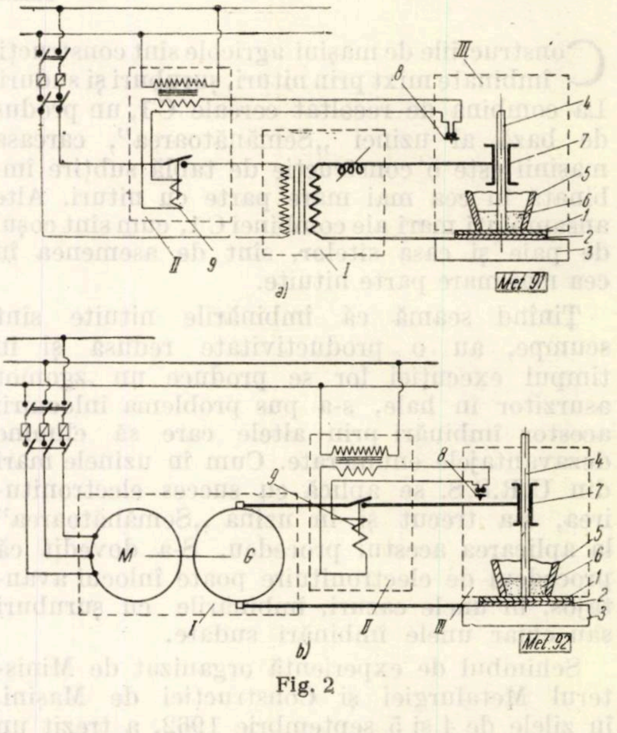


Fig. 2

Aparatul de electronituire (electronituitorul) reprezentat în figura 3 se compune dintr-un cadru rigid de oțel lat de 60 × 5 mm, pe care sînt montate două mînere *2* și *3* de țevi de oțel. Mînerul *2* din stînga servește pentru ghidarea cablului de sudură și este sudat de cadru, iar mînerul *3* din dreapta servește pentru admisiunea porției de flux și este înșurubat în axul dozatorului (distribuitorului) de flux *8*. Curentul de sudare este adus de la transformator sau de la generator prin cablul de sudură *4*, legat electric cu ghidajele *5*, între care este prinsă sîrma-electrod *6*. Ghidajele *5* sînt formate dintr-o șină de cupru (în stînga) și una de oțel, prevăzute longitudinal cu cîte un canal de ghidare. La primele electronituitoare executate, ambele șine erau confecționate din cupru. Șina de cupru din stînga este fixă față de cadru și izolată electric de acesta prin plăci de pertinax. Pentru menținerea în poziție fixă a sîrmei-electrod, în vederea obținerii unui contact bun, sîrma este presată de șina de cupru. Presarea este realizată cu ajutorul a două arcuri introduse în două capsule *11*, înșurubate în șina de cupru. La partea superioară a electronituitorului se află un buncăr de flux *7*. Cu ajutorul dozatorului *8*, fluxul din buncăr este vărsat pe jgheabul de flux *9*, de unde cade în ajutajul de cupru *10*. Porția de flux necesară este vărsată pe jgheab cu ajutorul mînerului *3*, prin rotirea acestuia cu 90°. Prin această rotire, fiecare din cele patru compartimente ale dozatorului se încarcă la partea superioară cu flux, care se varsă succesiv pe jgheab. Mînerul din stînga mai este prevăzut cu un buton de comandă și un cablu bifilar, cu ajutorul cărora este anclanșat contactorul pentru curentul de sudare. După topirea capătului sîrmei electrod, avansul acesteia, în vederea executării electronitului următor, se face manual prin împingerea sîrmei sau prin căderea ei cu ajutorul unei pîrghii, nereprezentată în figura 3, care îndepărtează ghidajele, iar sîrma cade, datorită greutății.

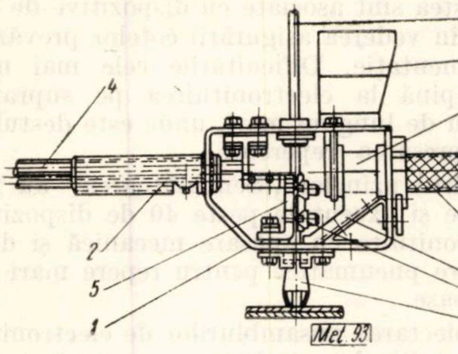


Fig. 3

Ajutajul pentru flux al electronituitorului are spre interior o formă evazată care asigură o formare corectă a capului electronitului. Formele cilindrice ale ajutajelor nu au dat rezultate mulțumitoare pentru o formare corectă a capului electronitului.

În figura 4 se arată două construcții de ajutaje. Obișnuit este folosit cel scurt din figura 4, a.

Cel cu lungime mai mare din figura 4, b este folosit mai rar în locuri greu accesibile ; această formă prezintă dezavantajul că arcul electric se formează la o distanță mai mare de punctul de contact al curentului pentru sîrma-electrod și deci poate duce la înroșirea acesteia.

Operația de electronituire. În figura 5 (*a* — tablă cu profil, *b* — două table, și *c* — două table cu profil) se arată modul de îmbinare prin electronituire a tablelor între ele sau a tablelor de profiluri. În cazul cînd reperele au grosimi peste 2,5 mm, reperul superior este prevăzut cu o gaură în vederea electronituirii. La așezarea reperelor în dispozitive, se va ține seamă că electronituirea se execută întotdeauna din partea tablei subțiri. Pe linia pe care se execută electronituirea trebuie asigurat un contact cît mai bun între piesele de electronituit, în caz contrar sudura poate curge în interstițiul dintre cele două table ; de asemenea, capul electronitului rezultă prea plat sau chiar îngropat în tabla superioară. Contactul dintre repere se asigură prin strîngerea lor în dispozitive ; la partea inferioară se prevede sub repere o garnitură suport de oțel, iar la table subțiri, de cupru.

În cazul cînd pe linia de electronituit tabla sau profilul prezintă ondulații sau neregularități, părțile care vin în contact se îndreaptă pînă la obținerea planeității necesare. Tablele trebuie să fie curate, deoarece rugina și murdăria provoacă porozități, de asemenea îngreuiază amorsarea arcului. Pentru electronituire, electronituitorul așază ajutajul peste repere în dreptul locului unde urmează să fie executat electronitul, ceea ce se realizează prin prevederea unor găuri în bara de presare. Cînd linia de electronituit are un număr mai mare de elec-

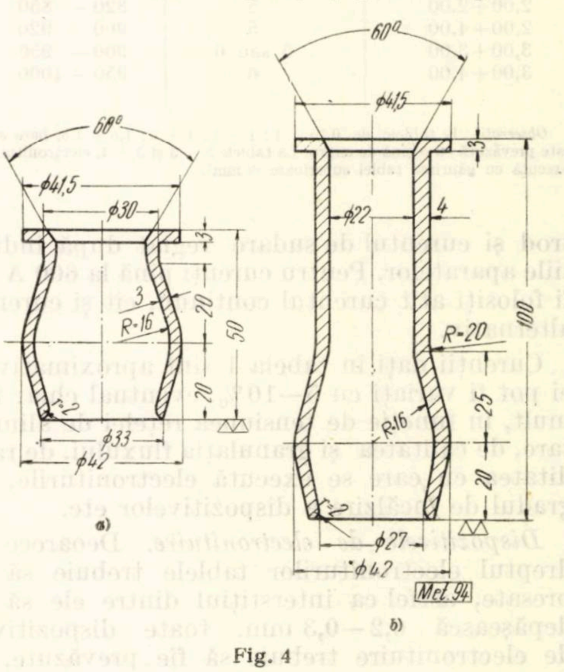


Fig. 4

tronituri, se recomandă ca ele să fie executate cît mai repede, cînd capătul sîrmei-electrod este încă roșu, în care caz amorsarea arcului se face instantaneu. Pentru executarea unui singur electronit de ansamblu este necesar ca, înainte de execuția electronitului următor capătul sîrmei-electrod să fie curățat de zgură, deoarece în caz contrar amorsarea arcului se face foarte greu. Zgura topită de pe capul electronitului nu se va îndepărta înainte de răcire, deoarece după răcire cade de la sine.

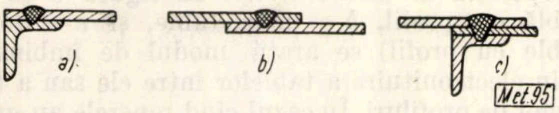


Fig. 5

În tabela 1 sînt date, în funcție de grosimea pieselor de electronituit, diametrul sîrmei-electrod și curentul de sudare reglat după indicațiile aparatelor. Pentru curenți pînă la 600 A pot fi folosiți atît curentul continuu, cît și curentul alternativ.

Tabela 1

Regimurile de sudare

Grosimea pieselor (piesa superioară + piesa inferioară), mm	Diametrul sîrmei-electrod, mm	Curentul de sudare (reglat după indicațiile aparatelor), A
0,75+1,00	4	250– 280
1,00+1,00	4	340– 360
1,00+2,00	4	440+ 480
1,50+1,50	4 sau 5	580– 630
1,50+2,50	5	670– 700
1,50+6,00	5	800– 830
2,00+2,00	5	820– 850
2,00+4,00	5	900– 920
3,00+3,00	5 sau 6	900– 950
3,00+4,00	6	950– 1000

Observații : la tablele de 0,75 + 1 ; 1 + 1 ; 1 + 2 ; 1,5 + 1,5, bara suport este prevăzută cu o șină de cupru. La tablele 3 + 3 și 3 + 4, electronituirea se execută cu găurirea tablei superioare (8 mm).

Curenții dați în tabela 1 sînt aproximativi și ei pot fi variați cu 5–10%, eventual chiar mai mult, în funcție de tensiunea rețelei de alimentare, de calitatea și granulația fluxului, de rapiditatea cu care se execută electroniturile, de gradul de încălzire a dispozitivelor etc.

Dispozitivele de electronituire. Deoarece în dreptul electroniturilor tablele trebuie să fie presate, astfel ca interstițiul dintre ele să nu depășească 0,2–0,3 mm, toate dispozitivele de electronituire trebuie să fie prevăzute, pe întreaga lungime de electronituit, cu o bară suport peste care se așază reperele care la partea superioară sînt apăsate cu o bară de presare. Bara de presare este prevăzută cu găuri sau cu degajări, în care se introduce succesiv ajutajul electronituitorului, în vederea executării electroniturilor. Presarea se asigură cu șuruburi, pîrghii, excentrice etc., iar în cazul reperelor mai groase sau de lungimi mari — pneumatic. La folosirea dispozitivelor pneumatice, acestea sînt asociate cu dispozitive de distanțare, în vederea asigurării cotelor prevăzute în documentație. Dificultățile cele mai mari se întîmpină la electronituirea pe suprafețe curbe sau de lungimi mari, unde este destul de dificilă presarea reperelor.

În cadrul uzinelor ,,Semănătoarea'' au fost proiectate și executate peste 40 de dispozitive de electronituire cu apăsare mecanică și două dispozitive pneumatice pentru repere mari sau table groase.

La proiectarea ansamblurilor de electronituit și a dispozitivelor, trebuie respectată o distanță minimă de 10 mm între axa electronitului și marginea tablei inferioare, în vederea evitării străpungerilor sau a lipirii reperelor de bara suport. La partea superioară, distanța dintre axa electronitului și marginea tablei trebuie să fie de minimum 18 mm, în vederea evitării căderii fluxului. De asemenea, sînt necesare anumite restricții și pentru distanțele între axa electronitului și nervuri sau pereți, distanțe care variază între minimum 22 mm și maximum 35 mm, în funcție de înălțimea acestora. La tablele pînă la 1,5 mm grosime, bara suport trebuie să fie prevăzută cu o șină de cupru pentru prevenirea perforărilor.

Materiale. Ținînd seamă că electronituirea este folosită la sudarea reperelor de oțel cu conținut redus de carbon, se folosește ca material de adaos sîrma S 10X de 4, 5 și 6 mm diametru, conform STAS 1126–61. Sîrma este folosită în vergele de 1 m lungime, iar pentru obținerea unui contact cît mai bun, se recomandă arămirea acesteia și o ambalare îngrijită în hîrtie.

Pentru electronituire se folosesc fluxuri de fuziune obișnuite, cum sînt : FSA-58 fabricat în țară, AN-348 A din U.R.S.S., fluxul UM-90 din R.F.G., THMPie-18 din R.D.G., Z-41 din R.S.C. etc. Toate fluxurile folosite au dat rezultate bune. S-a observat că în cazul folosirii granulațiilor mai mici, sînt necesari curenți ceva mai reduși față de curenții folosiți în cazul granulațiilor mai mari. Cele mai bune rezultate s-au obținut cu granulațiile cuprinse între 0,5 și 1,5 mm.

Încercări. Regimurile indicate în tabela 1 au fost verificate pe epruvete late de 40 mm și lungi de 140–150 mm, suprapuse pe o lungime de 30 mm (fig. 6, a.).

Rezistența de rupere la tracțiune prin forfecare a unui electronit pentru diferite grosimi de table este dată în tabela 2.

Rezultatele au fost obținute la un număr de 2–4 epruvete.

Tabela 2

Rezistența de rupere la tracțiune prin forfecare a electroniturilor

Grosimea tablelor, mm	Rezistența la tracțiune prin forfecare, kgf
1 + 1	720 550–850
1,5 + 1,5	1 035 940–1 130
1,5 + 2	1 635 1 570–1 700
2 + 2	2 540 2 530–2 580
2 + 4	2 315 2 180–2 450
3 + 4 (cu gaură de 3 mm în tablă)	3 425 3 400–3 450

Observație: la numărător valori medii, la numitor valori limită.

În afară de încercările executate la tracțiune prin forfecare, au fost executate și încercări de rezistență la tracțiune prin smulgere (fig. 6, b), în care scop a fost executat un dispozitiv. Rezultatele obținute, în comparație cu nituirea cu ciocanul pneumatic, sînt date în tabela 3.

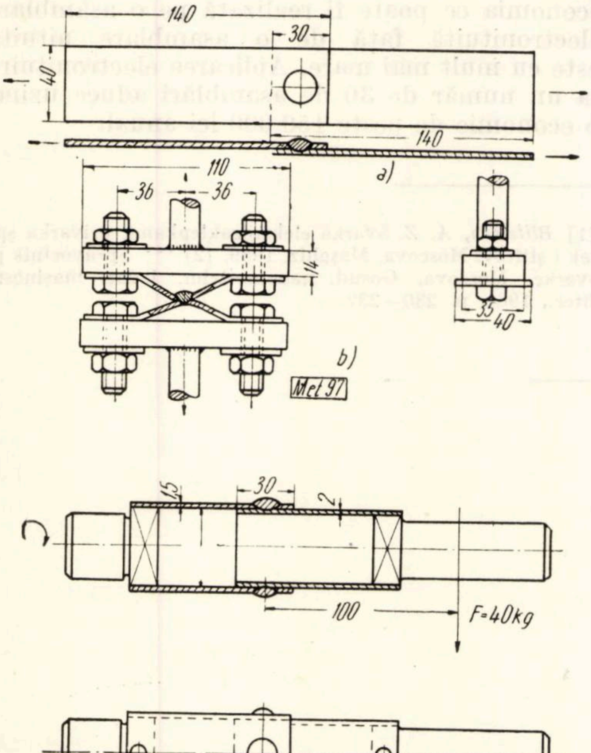


Fig. 6

Tabela 3

Rezistența de rupere la smulgere

Grosimea tablelor	Electronituite	Nituite
1 + 1,5	365 300 – 430	285 260 – 310
1,5 + 1,5	710 640 – 780	340 310 – 370
2 + 2	1 085 780 – 1 390	—

Observație: la numărător valori medii, la numitor valori limită.

Încercările la oboseală a electroniturilor au fost făcute comparativ cu niturile obișnuite, executate cu ciocanul pneumatic. Epruvetele au forma de țevi cu secțiune pătrată cu latura de 40 mm, executate din tablă de 1,5 mm grosime, pătrunse una în alta și fixate între ele cu cîte 4 electronituiri, respectiv 4 nituri, cîte unul pe fiecare latură, așa cum s-a arătat în figura 6, c.

Epruvetele au fost montate în consolă pe un arbore în rotație cu 270 rot/min și supuse unei sarcini concentrate de 40 kg, la o distanță de 100 mm față de axa niturilor. Din cauză că unele epruvete au fost excentrice față de axa de rotație, această excentricitate crea sarcini suplimentare. Efectul acestora a fost însumat cu cel al forței de încărcare. La ultimele două epruvete a fost micșorată excentricitatea la 1 mm, astfel că efectul încărcării suplimentare a fost mai redus.

Rezultatele încercărilor pe stand sînt date în tabela 4.

Față de cele expuse reiese în mod concludent că rezistența electroniturilor la forfecare și la desprindere este cu mult superioară față de aceea a niturilor (În tabela 2 nu a mai fost menționată rezistența niturilor, deoarece pentru nituri de 5 mm diametru, rezistența unui nit este de 450–550 kgf/mm².).

Rezistența electroniturilor la oboseală este cu mult mai mare, datorită faptului că la electronituire diametrele zonelor îmbinate între cele două table sînt mai mari decît ale niturilor, astfel că efortul unitar pe unitatea de suprafață este mai mic. Pe de altă parte, îmbinarea solidă ce se realizează prin electronituire face ca aceasta să nu permită jocul dintre table așa cum permit niturile. În condiții identice de solicitare, epruveta electronituită supusă la sarcini de oboseală a lucrat fără defecțiuni 300 ore, în timp ce epruveta cu nituri a căpătat joc la îmbinare numai după cîteva ore de funcționare.

În figura 6 sînt arătate epruvete pentru încercarea îmbinărilor electronituite (*a* — rupere prin forfecare, *b* — rupere prin smulgere, *c* — epruvete pentru încercări la oboseală).

Tabela 4

Încercări comparative ale epruvetelor electronituite şi nituite la sarcini de oboseală

Epruvete	Turaţia, rot/min	Excentricitate faţă de axă, mm	Sarcina			Durata de încercare, h	Observaţii
			concentrată, kgf	suplimentară, kgf	totală, kgf		
Electronituită	270	3	40	0	50	8	S-a deformat epruveta la 60 mm de electronituri
Nituită	270	4	40	13,2	53,2	2	S-au slăbit niturile, s-au creat jocuri
Electronituită	270	1	40	3,3	43,3	300	Fără nici un defect
Nituită	270	1	40	3,3	43,3	4	S-au slăbit şi deformat niturile; s-au creat joçuri

Economicitatea procedeului. Procedeul de electronituire este un procedeu foarte simplu de aplicat în industrie. Un mare avantaj este acela că înlătură zgomotul asurzitor din hale pe care îl provoacă nituirea cu ciocanele pneumatice. Aceasta face ca el să fie din ce în ce mai mult cerut de muncitorii din halele unde se execută nituirea.

Electronituirea prezintă şi avantajul că nu mai necesită ca tablele să fie găurite, ceea ce impune manoperă în plus, iar în cazul găuririi lor prin poansonare complică dispozitivele.

Costul materialelor pentru executarea unui electronit este mai mare decît al unui nit, în schimb operaţia de sudare propriu-zisă este de o durată extrem de redusă, 2 s, la care se adaugă pentru fiecare electronit 15—20 s pentru operaţiile ajutătoare. În măsura în care timpul ajutător va putea fi micşorat, în funcţie de organizarea mai bună a locului de muncă, preţul electronituirii va putea fi redus. Calculul făcut în cadrul uzinei ,,Semănătoarea", pentru 11 asamblări ce cuprind 78 de nituri mecanice, arată că poate fi realizată o economie de peste 0,10 lei de fiecare nit. În calculul niturilor mecanice nu a fost socotit costul găurilor, al aerului comprimat sau al manoperei suplimentare în cazul nepotrivirii găurilor la nituire. Dacă se ţine seama şi de aceasta, rezultă că economia ce poate fi realizată pe o asamblare electronituită faţă de o asamblare nituită este cu mult mai mare. Aplicarea electronituirii la un număr de 30 de asamblări aduce uzinei o economie de peste 150 000 lei anual.

---

[1] *Blitstein, A. Z.* Svarka elektrozaklepkami, privarka şpilek i ştiftov. Moscova, Maşghiz, 1959. [2] *** Spravocinik po svarke. Moscova, Gosud. naucino-tehn. izdat. maşinostr, liter., 1961, p. 230—232.

Invenţii - inovaţii

Descrierea invenţiei R.P.R. nr. 41 926

Maşină pentru curăţat şi bătut porumb

Operaţiile de pregătire a porumbului după recoltare se fac independent unele de altele cu maşini diferite. Astfel, desprinderea boabelor de pe ciocălăi se realizează la maşini de bătut porumb, separarea şi curăţirea impurităţilor, cu site oscilante ventilatoare sau maşini cu curent de aer obţinut cu ajutorul ventilatoarelor, iar încărcarea boabelor în mijloace de transport sau manipulare, cu elevatoare de tipul cu racleţi, cu cupe, pneumatice sau cu melc.

Maşinile cunoscute prezintă dezavantajul că au productivităţi relativ mici la gabarite mari şi necesită consum relativ mare de energie.

Pentru înlăturarea acestor dezavantaje, inventatorii ing. Iulian Dumitrescu şi ing. Iosif Soşdeanu au conceput o maşină de bătut porumb, care execută şi operaţia de curăţare a boabelor, precum şi încărcarea lor în saci. Ea întruneşte astfel într-un singur agregat un bătător de porumb de construcţie obişnuită, din care ciocălăii sînt evacuaţi de un aruncător, iar boabele cad printr-o sită într-un jgheab colector, de unde sînt antrenate de către un transportor cu melc, fiind duse la un ventilator centrifugal care le proiectează în sus printr-o conductă spre un organ de curăţare constituit dintr-un cot schimbător de direcţie, prevăzut cu aripi, pentru uniformizarea şi dirijarea curentului de aer, şi cu un paravan vertical cu fereastră care opreşte boabele curăţate; ele cad de aici prin nişte conducte de dirijare la gurile de încărcare în saci, în timp ce curentul de aer trece prin fereastra paravanului într-un ciclon unde impurităţile se separă de aer şi cad într-o altă gură de încărcare în saci.

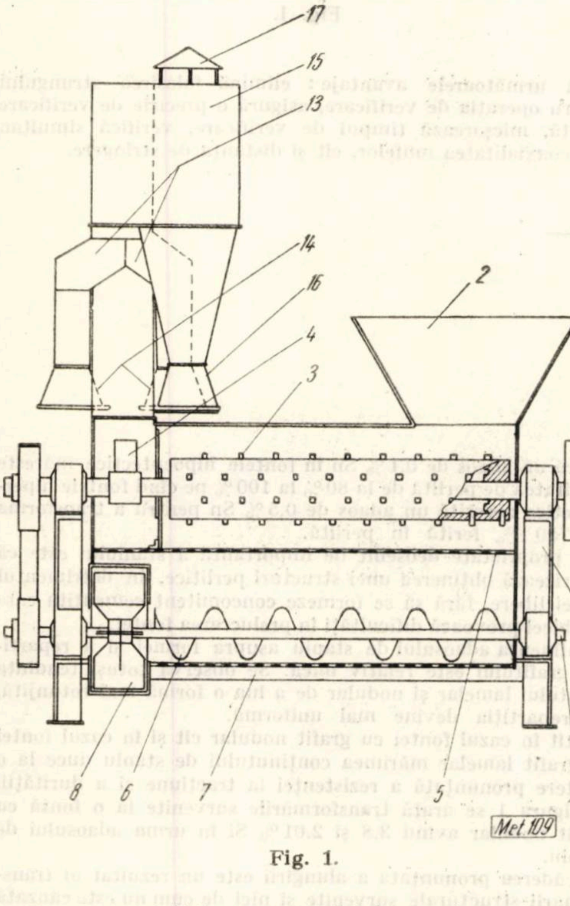


Fig. 1.

Maşina ce face obiectul invenţiei (fig. 1 şi 2) se compune dintr-un batiu *1*, o pîlnie de alimentare cu ştiuleţi *2*, un bătător cu cuie *3*, pe axul căruia este montat un aruncător de ciocălăi *4*, un jgheab perforat *5* prin care trec boabele desprinse de pe ciocălăi, dedesubtul căruia este montat un melc transportor pentru boabe *6*, într-un al doilea jgheab *7* cu perforaţii prin care cad boabele mici şi o parte din impurităţi; din jgheab, boabele sînt preluate de un ventilator centrifugal *8* şi aruncate în sus printr-o conductă de transportor *9*, la un cot de dirijare *10*, prevăzut cu aripi pentru uniformizare *11*, pentru dirijarea aerului, şi un paravan cu fereastră *12* care reţine boabele, dirijîndu-le spre conducta *13* la gurile de încărcare în saci *14*, în timp ce prin fereastra paravanului *12*, aerul încărcat cu impurităţi trece într-un ciclon *15*, de unde impurităţile merg la gura de încărcare *16*, iar aerul se evacuează prin tubul *17* afară din ciclon.

În timpul antrenării boabelor de către melc, părţile mici, precum şi o parte din impurităţi, cad prin găurile jgheabului *7*. Cele două axe sînt antrenate, în mişcare de rotaţie, de către un motor, printr-o curea de transmisie.

Aplicarea invenţiei prezintă următoarele avantaje:

— o productivitate mare la un consum mic de energie;

— un gabarit redus;

— o construcţie simplă, organele mobile fiind grupate pe două axe în mişcare de rotaţie, prezintă stabilitate în funcţionare, gurile de încărcare şi evacuare sînt plasate convenabil, iar impurităţile sînt dirijate la o gură de încărcare în saci;

— asigură condiţii optime de lucru.

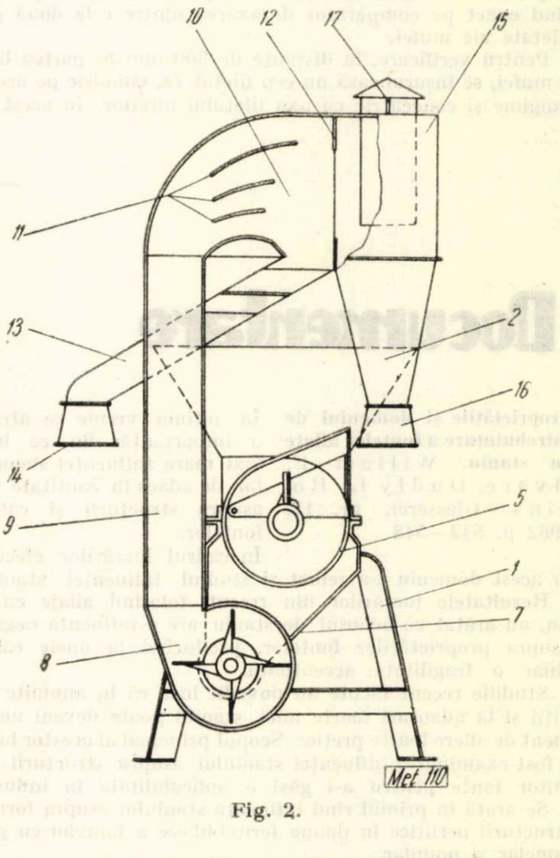


Fig. 2.

Descrierea invenţiei R.P.R. nr. 41 789 Metale

Dispozitiv pentru verificarea coaxialităţii filetului mufelor de legătură ale prăjinilor de foraj

Sînt cunoscute sisteme de verificare a coaxialităţii mufelor pentru prăjinile de foraj folosind un calibru filetat fixat în strung, pe care se înşurubează un capăt al mufei. În capătul liber al mufei se înşurubează un cep filetat cu suprafaţa exterioară concentrică cu axa filetului.

Acest sistem de verificare prezintă dezavantajul că solicită pentru fiecare sortiment de mufe cîte un strung, iar o dată cepul — descentrat — nu mai poate fi utilizat ulterior cu precizia de verificare prescrisă; de asemenea, nu permite o verificare directă la maşina de filetare care să asigure o identificare corectă a poziţiei mufei în momentul filetării.

Noul procedeu, realizat de Gheorghe Popa şi Petre Dima de la uzinele „Republica" Bucureşti, se referă la un dispozitiv pentru verificarea coaxialităţii filetului la mufele prăjinilor de foraj. Acest dispozitiv permite verificarea coaxialităţii mufelor cu precizie chiar la locul de prelucrare a filetului mufelor.

Noul dispozitiv arătat în figură este constituit dintr-un calibru conic filetat *1*, pe care este fixat cu şuruburile *2* şi *3* un inel de ajustare *4*, un dorn cu con morse *5*, la centru, pe axa calibrului, iar la capătul liber al dornului se roteşte o şaibă *6* pe doi rulmenţi *7* şi *8* fără joc.

În această şaibă se fixează, cu şurubul *9*, tija *10*, pe care se fixează un comparator *11* al cărui palpator este prevăzut cu o talpă *12* înclinată după conicitatea filetului mufei care vine în contact cu trei sau patru spire ale acestuia (detaliul *A*). Acest dispozitiv se înşurubează în unul dintre conurile mufei *13* care se verifică, astfel ca talpa *12* a comparatorului să vină în contact cu vîrful filetului liber al mufei, prin rotirea în jurul axei dispozitivului, deci al primului con filetat, indicînd exact pe comparator dezaxarea dintre cele două părţi filetate ale mufei.

Pentru verificare, la distanţe de 300 mm în partea liberă a mufei, se înşurubează un cep filetat *14*, cilindric pe această lungime şi concentric cu axa filetului interior. În acest caz, comparatorul *11* se fixează pe tija *10* astfel încît comparatorul, venind în contact cu interiorul cilindric al capului, prin rotirea sa, cu ajutorul celor două mînere, *15* şi *16* să determine valoarea dezaxării filetelor mufei. Noul procedeu prezintă următoarele avantaje: elimină folosirea strungului pentru operaţia de verificare, asigură o precizie de verificare mărită, micşorează timpul de verificare, verifică simultan atît coaxialitatea mufelor, cît şi distanţa de strîngere.

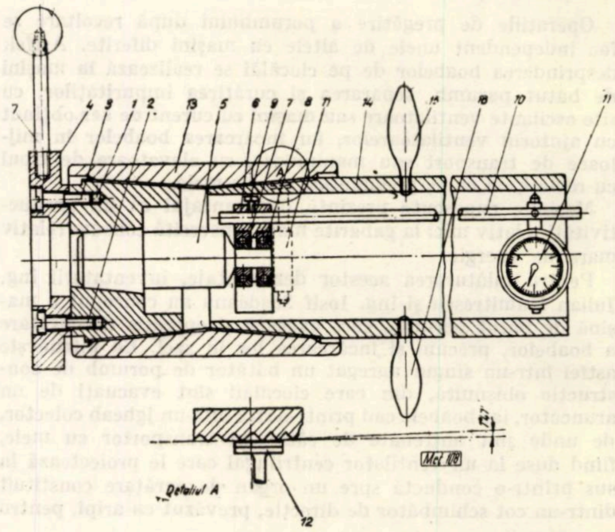


Fig. 1.

Documentare

Proprietăţile şi domeniul de întrebuinţare a fontelor aliate cu staniu. Wiliam E. Hvare, Dudly L. Robins. Giesserei, nr. 17, 1962 p. 542–548

În ultima vreme se atribuie o importanţă din ce în ce mai mare influenţei elementelor de adaos în cantitate mică asupra structurii şi calităţii fontelor.

În cadrul lucrărilor efectuate în acest domeniu s-a reluat şi studiul influenţei staniului.

Rezultatele lucrărilor din trecut, folosind aliaje cu 1 % Sn, au arătat că adaosul de staniu are o influenţă negativă asupra proprietăţilor fontelor, producînd la unele calităţi chiar o fragilitate accentuată.

Studiile recent făcute au dovedit însă că în anumite condiţii şi la adaosuri foarte mici, staniul poate deveni un element de aliere foarte preţios. Scopul principal al acestor lucrări a fost examinarea influenţei staniului asupra structurii anumitor fonte pentru a-i găsi o aplicabilitate în industrie.

Se arată în primul rînd influenţa staniului asupra formării structurii perlitice în dauna feritei libere a fontelor cu grafit lamelar şi nodular.

Cantitatea de ferită liberă care se obţine la o anumită compoziţie şi cantitatea de staniu necesară pentru a evita formarea acestei ferite sînt în mare măsură dependente de condiţiile de turnare.

În general, ajunge un adaos de 0,1 % Sn sau şi mai puţin pentru a evita formarea feritei. Numeroase lucrări au arătat că un adaos de 0,1 % Sn în fontele hipoeutectice măreşte cantitatea de perlită de la 80 % la 100 % pe cînd fontele hipereutectice necesită un adaos de 0,5 % Sn pentru a transforma cele 50 % ferită în perlită.

O proprietate deosebit de importantă a staniului este că favorizează obţinerea unei structuri perlitice, în detrimentul feritei libere, fără să se formeze concomitent cementita care de obicei provoacă dificultăţi în prelucrarea fontei.

Influenţa adaosului de staniu asupra formei şi a repartiţiei grafitului este relativ mică. Se observă totuşi tendinţa grafitului lamelar şi nodular de a lua o formă mai rotunjită, iar repartiţia devine mai uniformă.

Atît în cazul fontei cu grafit nodular cît şi în cazul fontei cu grafit lamelar mărimea conţinutului de staniu duce la o creştere pronunţată a rezistenţei la tracţiune şi a durităţii. În figura 1 se arată transformările survenite la o fontă cu grafit nodular avînd 3,8 şi 2,01 % Si în urma adaosului de staniu.

Scăderea pronunţată a alungirii este un rezultat al transformării structurale survenite şi nici de cum nu este cauzată de fragilitatea provocată de staniu.

În afară de influenţa staniului asupra structurii fontelor, acesta, formînd o soluţie solidă cu masa de bază a fontei, exercită şi o influenţă directă asupra proprietăţilor fontei în general. Astfel, prin adăugare de staniu se măreşte temperatura de trecere în domeniul de fragilitate a fontelor netratate termic. Un efect similar are şi siliciul; deci prin însumarea efectelor acestor două elemente de aliere creşte foarte mult temperatura de trecere în domeniul de fragilitate. Aceasta explică efectul dăunător al staniului în fontele cu un conţinut ridicat de siliciu.

Efectul dăunător al staniului asupra fontelor cu grafit lamelar (avînd conţinuturi mici de siliciu), care prin natura lor sînt mai fragile, este aproape neglijabil.

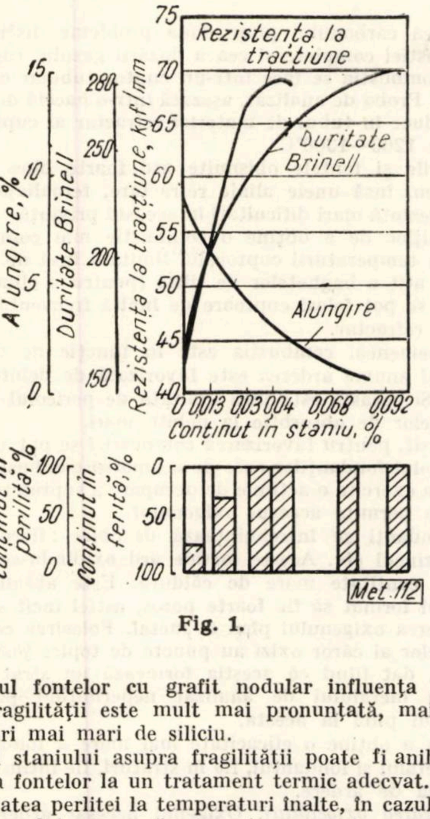


Fig. 1.

În cazul fontelor cu grafit nodular influenţa staniului asupra fragilităţii este mult mai pronunţată, mai ales la conţinuturi mai mari de siliciu.

Efectul staniului asupra fragilităţii poate fi anihilat prin supunerea fontelor la un tratament termic adecvat.

Stabilitatea perlitei la temperaturi înalte, în cazul fontelor cu grafit nodular, se măreşte prin prezenţa staniului. Şi în această privinţă conţinutul de siliciu joacă un rol important. Astfel de exemplu, pentru a evita feritizarea în anumite condiţii a unei fonte cu grafit nodular, avînd un conţinut de 1,4% Si, este necesar un adaos de 0,1% Sn. Pentru a păstra structura perlitică a unei fonte cu grafit nodular cu 2% Si în condiţii de feritizare identice, adaosul de staniu necesar este de aproximativ 0,26% Sn.

Prin acţiunea lui de stabilizator, staniul se deosebeşte de As şi Cu, care adăugat în fontă accentuează, de asemenea, tendinţele de perlitizare a fontelor, însă nu joacă şi un rol de stabilizator al structurii perlitice.

Promiţătoare sînt şi rezultatele obţinute în lucrările care urmăresc acţiunea staniului asupra stabilităţii faţă de agenţii oxidanţi.

În acest scop s-a examinat creşterea în greutate a fontelor cu grafit lamelar în urma oxidării în aer la 500°C. S-a constatat că creşterea în greutate a fontelor conţinînd 0,06% Sn scade practic la jumătate, faţă de cea a fontelor fără staniu. Acest mic adaos de staniu a fost mai eficace decît adăugarea concomitentă de 0,6% Cr şi 1,1% Ni.

Staniul se adaugă în fontă înainte de turnarea acestuia în oală.

Avînd punctul de topire scăzut staniul se dizolvă foarte repede în fontă şi se obţine aproape instantaneu o soluţie omogenă. În urma presiunii de vapori a staniului foarte scăzute (1 mm Hg la 1300°C), pierderile de staniu la această operaţie sînt practic inexistente.

Adăugarea staniului în oala de turnare mai prezintă avantajul că staniul poate fi variat cantitativ după piesa de turnare respectivă, ceea ce este deosebit de important pentru turnătoriile care produc o varietate mare de piese turnate.

E.N.

Însuşirea tehnologiei producţiei ţevilor gaz prin sudură continuă în cuptor. S. A. Frikke, N. I. Kagan. În : Stal, nr. 10, p. 929. Cea mai productivă metodă de obţinere a ţevilor – gaz este în prezent sudura continuă în cuptor, la care ţeava semifabricată se realizează dintr-o platbandă continuă, se sudează prin presiune în cilindri şi apoi se reduce în secţiune prin întindere în regim continuu de lucru.

La laminorul de ţevi din Celiabinsk, în a doua jumătate a anului 1960 a fost dat în exploatare un nou agregat de sudare continuă în cuptor pentru ţevi de 1/2 ţoli ÷ 2 ţoli lucrînd cu viteze peste 400 m/min. Utilajul a fost proiectat de GHIPROMEZ, VNIIMETMAS şi EZTM şi lucrat de uzinele respective.

Caracteristica acestei instalaţii noi constă în instalarea în fluxul tehnologic, după cajele de formare-sudare, a unui laminor reductor cu 14 caje, lucrînd cu tracţiune, pentru reducerea grosimii pereţilor cu 30 ÷ 40%, ceea ce permite folosirea unei aceleiaşi platbande ca materie primă pentru o întreagă gamă de tuburi, cu înalte calităţi tehnice.

Agregatul comportă patru linii continue de ajustare a ţevilor, lucrînd în flux sincron cu cajele.

Procesul tehnologic este aproape integral mecanizat şi automatizat, munca manuală redusă la minimum.

Laminorul este amplasat într-o hală cu patru travee; în prima se află dispozitivul de platbandă şi utilajul de bază; în a doua şi a treia, liniile automate de ajustaj — iar în a patra, secţia de zincare.

Platbanda laminată la cald, în rulouri, este cîntărită, trecută la debobinat, apoi printr-o maşină de îndreptat cu nouă cilindri; după tăierea capetelor se sudează cap la cap platbandele la o maşină de sudat; zgura este îndepărtată de un răzuitor. Prima masă de buclare, o groapă dublă verticală, adîncă de 17 m, precum şi a doua masă înaintea cuptorului asigură continuitatea procesului de sudare a platbandei.

După a doua masă de buclă, platbanda intră într-un cuptor tunel recuperator (încălzire la 1 280°C) lung de 48,5 m, încălzit cu gaz de cocs (9 000 m^3/h la $N = 4\,000$ kcal/Nm^3).

La ieşirea din cuptor, marginile platbandei se suflă cu aer pentru a le ridica temperatura cu 50° – 100°C şi îndepărta zgura.

Încălzirea marginilor la temperatura de sudare, păstrînd o temperatură mai redusă a miezului platbandei, asigură o sudură de calitate şi îndepărtează pericolul ruperii materialului la trecerea prin cuptor.

În prima cajă a laminorului de formare-sudare cu acţionare individuală (motoare de 55 kW), platbanda se curbează la 210° într-un calibru circular.

Înaintea cajei a doua, marginile platbandei formate sînt din nou suflate cu aer comprimat, apoi într-un calibru oval are loc sudarea.

În următoarele patru caje are loc deformarea ţevilor la secţiune circulară. În funcţie de diametru, viteza de ieşire atinge 72 – 92 m/min.

După o anumită răcire, ţeava la 1 050° – 1 100°C intră într-un laminor reductor cu 14 caje, iar apoi la 900° – 950°C într-un laminor calibror cu trei caje; viteza de ieşire din ultima cajă a calibrului atinge 157 – 418 m/min în funcţie de diametrul ţevilor.

Pentru prevenirea opririlor în timpul schimbării discurilor la ferăstraie, au fost prevăzute în flux două asemenea ferăstraie, lucrînd sincron cu cajele.

După tăierea ţevilor la 8 m, acestea sînt luate de pe calea cu role cu tambur canelat de aruncător şi trecute pe patul de răcire.

Ţevile se răcesc întîi în aer pe porţiunile helicoidală şi înclinată ale aruncătorului, iar apoi pînă la 20° – 30°C, într-un bazin cu apă curgătoare.

Un transportor cu lanţ şi un distribuitor aduc ţevile la cele patru linii automate de ajustaj în flux.

După îndreptarea capetelor ţevilor acestea se taie cu faţetă, se îndepărtează zgura prin suflaj şi se încearcă la o presă hidraulică cu zece bancuri.

Are loc apoi tăierea filetului la strunguri cu tambur cu patru axe. La una din extremităţile ţevii se înşurubează o mufă, apoi ţevile sînt unse cu ulei într-o cameră cu depunere electrostatică, sînt împachetate, cîntărite şi trecute la depozitul de finite.

În perioada de încercare s-a depus o muncă intensă pentru înlăturarea imperfecţiunilor constructive şi a locurilor înguste. Astfel, a fost prelungită cu 40 m prima platformă de pregătire a platbandei, a fost reconstruită vîrtelniţa de derulare şi i-a fost crescută viteza, a fost ameliorată funcţionarea maşinii de sudură, a fost instalat un regulator, a fost scurtat ciclul operaţiilor de pregătire, s-a determinat ciclul optim de lucru al maşinii de sudură, s-a stabilit că răzuirea prea accentuată a zgurei din sudura cap la cap a platbandelor conduce la ruperea ţevilor în laminorul reductor.

A fost asigurată prin reglare mişcarea platbandei pe mesele de buclă, prin ameliorarea funcţionării rolelor de întindere, a căilor cu role, a traductoarelor şi frînelor.

Pentru ridicarea duratei de viaţă a canalelor verticale ale recuperatorului a fost folosită cărămidă cu crom magnezit.

La toate cajele plăcile de acoperire au fost realizate de tipul demontabil, a fost ameliorat sistemul de ungere în schema de acţionare electrică a agregatului, au fost luate măsuri de eliminare a opririlor şi stabilizare a funcţionării agregatelor.

A fost elaborată o serie de calibre pentru toate sortimentele de ţevi. Seria de calibre pentru ţevile de 1 ţol (bandă de 320×4 mm) este dată în tabela 1.

Tabela 1

Cajele	Dimensiunile calibrului, mm		Adîncimea canalului, mm	Diametrul cuţitului, mm	Viteza cilindrilor, rot/min	Reducerea relativă, %	Distanţa între tăbliile cilindrilor, mm
	înălţime	lăţime					
1	172,2	172,2	85,9	172,2	55	—	0,4
2	100,9	106,0	50,3	106,1	71	40,0	0,3
3	95,0	103,5	47,3	103,9	72	4,0	0,4
4	91,2	99,3	45,4	99,6	79	4,0	0,4
5	88,3	94,6	44,0	94,8	83	4,0	0,3
6	89,1	89,1	44,4	89,1	86	2,5	0,3
7	82,7	89,3	41,2	89,5	89	3,5	0,3
8	77,9	85,7	38,8	86,1	94	5,0	0,3
9	71,7	79,6	35,4	80,1	103	8,0	0,3
10	65,4	73,3	32,5	73,8	113	8,0	0,4
11	60,2	67,5	29,9	67,9	124	8,0	0,4
12	55,4	62,1	27,5	62,5	136	8,0	0,4
13	51,0	57,1	25,3	57,5	149	8,0	0,4
14	46,9	52,6	23,3	52,9	164	8,0	0,3
15	43,1	48,4	21,4	48,7	182	8,0	0,3
16	39,7	44,5	19,7	44,8	201	8,0	0,3
17	37,0	41,4	18,3	41,7	219	7,0	0,4
18	35,1	39,3	17,4	39,5	235	5,0	0,3
19	34,1	36,8	16,9	36,9	251	4,5	0,3
20	34,9	34,9	17,3	34,9	259	1,5	0,3
21	32,9	35,6	16,3	35,7	260	2,0	0,3
22	33,5	33,5	16,6	33,5	270	2,0	0,3
23	33,5	33,5	16,6	33,5	270	—	0,3

Ca materie primă au servit platbande, atît laminate cît şi tăiate. Ultimele au dat rezultate mai bune, lucru care se explică prin precizia şi uniformitatea dimensiunilor, intrarea corectă în maşina de îndreptat etc.

Calculul turaţiilor relative ale diverselor caje trebuie făcut avîndu-se în vedere că tensiunea axială care ia naştere în ţeavă prin accelerarea treptată a cajelor în linie să producă numai reducerea dorită de secţiune şi nu ruperea ţevii.

În prezent are loc elaborarea tehnologiei de producere a ţevilor laminate şi trase la rece, din ţevi elaborate după procedeul descris în articolul de faţă

R. M.

Determinarea conţinuturilor mici de carbon din aliaje feroase

Determinarea precisă a conţinutului de carbon din oţeluri, fonte şi feroaliaje prezintă pentru metalurgie o importanţă deosebită.

Apariţia feroaliajelor cu conţinuturi mici de carbon, a oţelurilor inoxidabile şi a aliajelor de siliciu avînd un conţinut de carbon din ce în ce mai mic a dat o importanţă şi mai mare acestor determinări.

Progresul cel mai important în acest domeniu a fost înlocuirea metodei de dezagregare pe cale umedă a aliajelor prin metoda de combustie.

Metoda de combustie a fost realizată pentru prima dată în 1920 de către Jensen. După el, un număr mare de cercetători au studiat combustia metalelor în curent de oxigen şi diferite metode de măsurare a bioxidului de carbon astfel degajat.

Dozarea carbonului pune două probleme distincte : cea a combustiei complete şi cea a dozării gazului carbonic degajat. Combustia se face într-un cuptor tubular cu baghete de silită. Proba de analizat, aşezată într-o nacelă de porţelan, se introduce în tubul de material refractar al cuptorului încălzit la 1200—1300°C.

Oţelurile şi fontele obişnuite ard foarte bine în curent de oxigen, însă unele aliaje refractare, feroaliaje şi silicoaliaje prezintă mari dificultăţi în această privinţă.

Un mijloc de a obţine o combustie mai completă este ridicarea temperaturii cuptorului limitată însă de rezistenţ termică atît a baghetelor de silită (pentru a elimina aces neajuns se pot folosi cuptoare de înaltă frecvenţă), cît şi a tubului refractar.

De asemenea, combustia este în funcţie de debitul de oxigen şi anume arderea este favorizată de debite mari de oxigen. Şi aceasta este însă limitată de pericolul antrenării substanţelor de absorbţie la debite mari.

În sfîrşit, pentru favorizarea combustiei se pot utiliza fondanţi. Rolul fondanţilor este de a amorsa combustia şi totodată de a exercita o acţiune de decapare a suprafeţei oxidate, pentru a permite accesul oxigenului.

Ca fondanţi se întrebuinţează de obicei : fierul, staniul, cuprul, zincul etc. Aceste metale ard oxidîndu-se şi degajă astfel o cantitate mare de căldură. Este absolut necesar ca oxidul format să fie foarte poros, astfel încît să permită pătrunderea oxigenului pînă la metal. Folosirea ca fondanţi a metalelor ai căror oxizi au puncte de topire joase nu este indicată, dat fiind că aceştia formează un strat de lichid deasupra metalului de analizat nepermiţînd pătrunderea oxigenului pînă la acesta.

Pentru a obţine o eficacitate mai mare a fondantului s aşază metalul şi fondantul, fie în straturi, fie intim amesteca, în nacela de ardere.

Purificarea oxigenului. Oxigenul necesar arderii este în prealabil purificat. În mod curent, purificarea oxigenului se rezumă la turnarea lui prin două vase spălătoare umplute cu acid cromic (pentru reţinerea sulfului) şi acid sulfuric (pentru reţinerea apei), iar apoi printr-un tub de uscare finală şi absorbţie a bioxidului de carbon umplut cu pentoxid de fosfor sau perclorat de magneziu și azbest sodat.

În cazul în care se cere o precizie mai mare a rezultatelor, oxigenul este trecut iniţial printr-un tub de cuarţ încălzit la 600°C şi umplut cu azbest platinat în vederea distrugerii substanţelor organice eventual prezente.

Sistemul de absorbţie. Pentru măsurarea cantităţii de CO_2 degajat în timpul combustiei metalului, şi prin aceasta a conţinutului de carbon, sînt întrebuinţate numeroase metode, ca : metoda volumetrică, metoda gravimetrică, metoda combustiei şi măsurării la presiuni joase, metoda titrimetrică, metoda conductometrică, metoda coulometrică şi metoda nefelometrică

Fiecare din aceste metode prezintă avantaje şi dezavantaje.

Cele mai sensibile au de obicei dezavantajul de a fi mai de durată şi implică o aparatură mai complicată şi mai costisitoare.

Cum este şi firesc, aceste metode sînt utilizate de obicei pentru evaluarea conţinuturilor mici de carbon, cum şi în cazurile cînd se cere o exactitate mai mare a rezultatelor.

Metodele mai puţin sensibile, mai rapide, sînt întrebuinţate pentru determinarea conţinuturilor mai mari de carbon sau pentru analizele curente la care nu se cere o mare precizie.

În laboratoarele uzinelor metalurgice şi ale institutelor de cercetare din ţara noastră, conţinuturile mai mari de carbon sînt determinate cu ajutorul metodei volumetrice, aceasta fiind o metodă rapidă şi suficient de precisă pentru determinarea conţinuturilor de carbon pînă la 0,1 %.

Pentru evaluarea conţinuturilor mai mici de carbon, în general se foloseşte metoda gravimetrică cu barită. Această metodă, deşi mai exactă decît cea volumetrică, totuşi nu dă rezultate bune la conţinuturi sub 0,05% C.

Pentru a obţine rezultate mai precise la analiza aliajelor feroase avînd sub 0,05% C, am căutat să punem la punct o nouă metodă mai precisă şi totodată expeditivă.

Metoda pusă la punct în institutul nostru şi descrisă mai jos se bazează pe metoda determinării gravimetrice a bioxidului de carbon degajat prin combustie.

Aparatura necesară. În figura 1 este reprezentată instalaţia pentru determinarea carbonului prin metoda gravimetrică, absorbind bioxidul de carbon în azbest sodat.

Instalaţia se compune, în principiu, din trei părţi : instalaţia pentru purificarea oxigenului ; cuptorul de combustie ; instalaţia pentru absorbţia bioxidului de carbon.

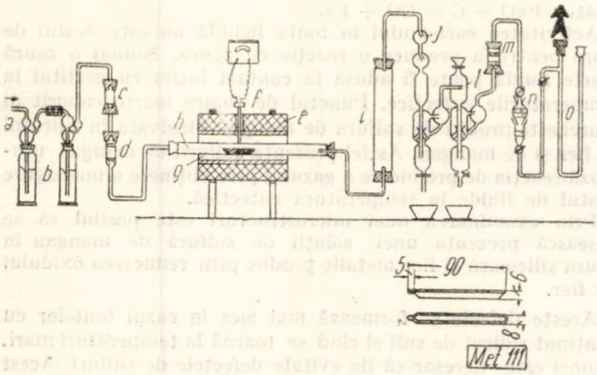


Fig. 1.

Metoda de lucru. Se cîntăresc, în funcţie de conţinutul de carbon al probei de analizat, 5—7 g de şpan sau material fin mojarat într-o nacelă de porţelan, şi se adaugă cantitatea necesară de fondant (50—70% fondant din proba cîntărită).

Nacelele întrebuinţate se calcinează în prealabil la 1000°C în curent de oxigen. Nacelele, după calcinare, se manipulează cu pensete, pentru a evita impurificarea lor cu grăsime şi alte substanţe organice. Experienţele arată că nacelele necalcinate şi nemanipulate în modul indicat mai sus pot duce la o eroare în plus de 0,001—0,005% C.

Fondantul adăugat se compune din 1 g Fe şi 2 g Sn sau 4 g Fe şi 2 g Sn.

O condiţie esenţială în alegerea fondantului este ca acesta să aibă un conţinut cît se poate de scăzut în carbon. Pentru a obţine rezultate cît mai exacte se face o probă oarbă, determinînd conţinutul de carbon al fondantului care se scade din cantitatea totală.

Trebuie remarcat că o parte din carbonul probei oarbe mai poate proveni de la nacelă şi din oxigen, dacă acesta nu este suficient de bine purificat.

Pentru efectuarea probei propriu-zise se aduce cuptorul la temperatura necesară combustiei complete a materialului respectiv (pentru oţeluri nealiate, 1 200°C ; oţeluri aliate cu mult Cr, 1 350—1 400°C ; carburi reziduale, 1 000°C). După aceea, se dă drumul la oxigen. Debitul optim este în jur de 3 l/min.

După ce se reglează debitul de oxigen cu ajutorul reductorului de presiune, se face legătura la fiola de absorbţie prin care se trece, timp de 30 min, curentul de oxigen. După 30 min, fiola de absorbţie se cîntăreşte cu cea mai mare grijă la o semimicrobalanţă cu exactitate de 10—15 μ sau chiar la o microbalanţă cu exactitate de 2—3μ. Fiola are o lungime de 80 mm, un diametru de 6 mm şi cîntăreşte plină aproximativ 10—12 g. De capetele probei sînt fixate două sîrmuliţe de platină care servesc la atîrnarea fiolei în balanţă.

Umplutura de absorbţie este formată din azbest sodat. Pentru reţinerea apei formate în timpul neutralizării se adaugă un strat de pentoxid de fosfor sau perclorat de magneziu. Iar pentru a evita antrenarea umpluturii de către curentul de oxigen, capetele fiolei sînt astupate cu vată. Pentru a obţine o absorbţie completă umplutura trebuie să fie schimbată cît mai des.

Puterea absorbantă a umpluturii scade cu timpul de funcţionare.

Gradul de saturaţie al absorbantului poate fi constatat prin introducerea unui indicator colorat solid (praf de fenoftaleină în masa absorbantă) sau prin aşezarea unui al doilea tub de absorbţie identic cu primul, care permite supravegherea funcţionării primului.

După ce fiola a fost cîntărită şi fixată de aparat, se introduce nacela cu proba în tubul de ardere. Se închide etanş toată instalaţia şi se deschid robinetele fiolei cu absorbţie pentru a permite trecerea oxigenului.

Începutul arderii este remarcat prin micşorarea debitului de oxigen indicat de fluometru. După aproximativ 30 min de menţinere a probei în cuptor, arderea s-a terminat. Fiola de absorbţie se închide întîi la partea de sus, iar pe urmă la partea inferioară, se scoate din instalaţie şi se cîntăreşte. Din diferenţa de greutate a fiolei înainte şi după absorbţie se poate calcula stochiometric cantitatea de CO_2 absorbită.

O importanţă deosebit de mare are eliminarea completă a sulfului din gazele de combustie, deoarece rezultatele analizei pot suferi erori atît în plus cît şi în minus dacă combinaţiile sulfuroase nu au fost absorbite în prealabil.

În instalaţia descrisă mai sus, sulful este eliminat prin absorbţie în acid cromic. Apa eventual antrenată este reţinută de acidul sulfuric concentrat şi pentoxid de fosfor sau anhidru (perclorat de magneziu). Acidul cromic poate fi înlocuit cu oxid de magneziu proaspăt precipitat sau cu ortovanadat de argint.

Date experimentale. Aplicînd această metodă la determinarea conţinutului de carbon din oţeluri cu mai puţin de 0,03% C, s-au obţinut rezultate satisfăcătoare cu o eroare de ±0,001—0,002%.

Tabela 1

Denumirea oţelului	Greutatea probei	Fondantul întrebuinţat	Carbon, %
Oţel de transformator	6,0020	1 g Fe + 2 g Sn	0,026
	6,0023	1 g Fe + 2 g Sn	0,026
	6,0021	1 g Fe + 2 g Sn	0,027
Oţel de transformator	7,0010	2 g Fe + 2 g Sn	0,022
	7,0015	2 g Fe + 2 g Sn	0,024
	7,0009	2 g Fe + 2 g Sn	0,023

În tabela 1 sînt arătate rezultatele obţinute, lucrîndu-se cu mai multe probe paralele a trei oţeluri cu conţinuturi de carbon diferite.

E. N.

Sufluri cauzate de incluziuni nemetalice în fonte. A. D. Morgan în BCIRA Journal vol. 10, nr.4, p.438—445, 1962.

Defectele sub forme de sufluri din piesele turnate din fontă pot avea loc şi din cauza includerii zgurei de către metalul lichid în timpul turnării. Deşi aceste incluziuni nemetalice sînt în mod obişnuit denumite zgură şi defectele sînt cunoscute ca sufluri de zgură, incluziunile nu trebuie să fie în mod necesar o zgură adevărată cum ar fi zgura de cubilou, ci pot consta dintr-o varietate de substanţe formate din reziduuri.

Defectele de turnare care formează obiectul acestui articol pot exista ca sufluri vizibile cu aspect vitros la suprafaţa fontei sau nu se pot observa pînă ce fonta nu este prelucrată, suflurile aflîndu-se în special sub crusta de turnare.

Incluziunile nemetalice apar în metal datorită a trei cauze diferite : — zgura de cubilou ; — refractarele folosite pentru reţinerea şi transportarea metalului lichid ; — zgura de la suprafaţa oalei produsă prin acţiune chimică datorită oxidării la suprafaţa metalului.

Toate aceste materiale reacţionează în anumite condiţii cu carbonul cu formare de oxid de carbon, care este cauza producerii suflurilor.

Zgura de cubilou pătrunde foarte rar în fontă, datorită creşterii rapide a viscozităţii acesteia, o dată cu scăderea temperaturii. Aceasta permite solidificarea rapidă a zgurei care poate fi uşor îndepărtată cu o lingură de pe suprafaţa metalului din oală.

Defectele din fontă datorite suflurilor produse de zgura de cubilou sînt foarte rare şi relativ uşor de observat.

La microscop, zgura de cubilou apare ca un material amorf ce conţine deseori mici grăunţi de metal.

Materialele refractare folosite la elaborarea fontei sînt de mare importanţă. În mod obişnuit ele sînt silicioase şi formate din nisip cuarţos şi argile refractare, avînd un punct de topire de peste 1 400°C.

Aceste materiale refractare produc rareori defecte în piesele turnate şi atunci doar din cauza uscării. O degajare considerabilă de vapori din materialul refractar insuficient uscat va oxida şi răci metalul.

Argilele folosite la căptuşirea cubiloului produc un strat subţire de zgură lichidă reactivă la suprafaţa metalului din oală, care nu poate fi îndepărtată cu uşurinţă. Zgura lichidă rezultată pătrunde în timpul turnării în formă, este foarte corozivă şi produce incluziuni de zgură şi sufluri gazoase.

Se recomandă folosirea unui amestec în proporţia aproximativă 5 : 3 : 2 din argilă refractară, nisip silicios şi praf de cărbune. Nu este indicat să se folosească argilele obişnuite pentru cărămizi sau cele de provenienţă necunoscută.

Zgurele de la suprafaţa metalului din oală, produse prin oxidare şi reacţii chimice, sînt foarte importante şi sînt cauza apariţiei multor defecte. Suflurile cauzate de incluziunile nemetalice, prin formare de oxid de carbon se află în mod obişnuit imediat sub crusta de turnare. Ele sînt foarte greu de observat. Dacă se analizează la microscop microstructura unei asemenea fonte cu defecte, se observă în apropierea suflurilor o separare caracteristică de sulfură de mangan. Suflurile sînt asociate cu o zgură complexă, cristalină.

Suflurile pot fi observate la toate tipurile de forme de turnare. Prezenţa umidităţii agravează în mod obişnuit acest defect.

S-a dovedit că factorul cel mai important este temperatura de turnare joasă asociată cu un conţinut mare de sulf şi mangan în metal.

Rezultatele acestor încercări au arătat că atunci cînd conţinutul de sulf este studiat în funcţie de conţinutul de mangan, la orice temperatură, se poate trasa o curbă de separare a fontei sănătoase de una nesănătoasă. Această curbă este redată în figura 1.

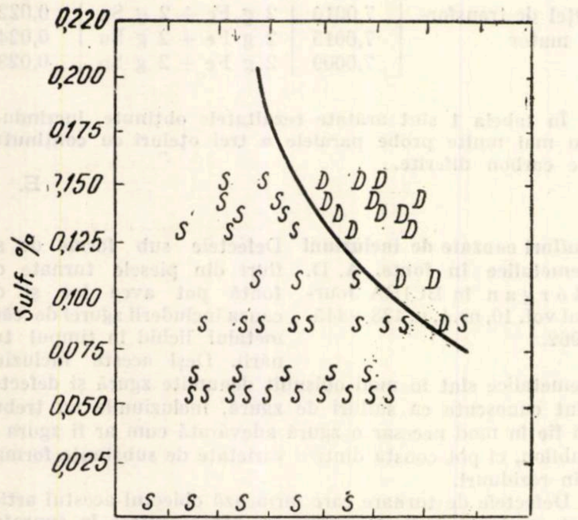


Fig. 1.

Relaţia dintre conţinutul de sulf şi mangan la o temperatură constantă de turnare în cazul defectelor de sufluri. S — probe sănătoase ; D — probe cu defecte prezentînd sufluri asociate cu segregaţii de sulfură de mangan.

Ca un rezultat al reacţiei reversibile : $Mn + FeS \rightleftarrows MnS + Fe$, care are loc înspre dreapta la scăderea temperaturii, o creştere a conţinutului de mangan sau de sulf va produce precipitarea sulfurii de mangan.

Experienţele au arătat, de asemenea, că suflurile sub crustă apar atunci cînd temperatura de turnare este destul de coborîtă pentru a permite o oarecare precipitare şi o segregaţie a sulfurii de mangan înainte şi după turnare.

Se consideră că formarea suflurilor implică doi factori : reacţia ce produce un gaz şi rolul jucat de sulfura de mangan.

Reacţia dintre zgura ce conţine oxizi de fier şi ceilalţi oxizi şi grafitul precipitat în timpul solidificării fontei produce oxid de carbon (gazos) şi fier metalic, conform ecuaţiei simplificate : $FeO + C = CO + Fe$.

Activitatea carbonului în fonta lichidă nu este destul de mare pentru a produce o reacţie cu zgura. Numai o zgură foarte fluidă poate fi adusă în contact intim cu grafitul la temperaturile eutectice. Punctul de topire foarte coborît al zgurei este produs de sulfura de mangan dizolvată în silicatul de fier şi de mangan. Astfel prezenţa sulfurii de mangan uşurează reacţia de producere a gazului prin obţinere a unei zgure destul de fluide la temperatura eutectică.

Prin examinarea unei microstructuri este posibil să se găsească prezenţa unei soluţii de sulfură de mangan în zgura silicioasă şi fier metalic produs prin reducerea oxidului de fier.

Aceste defecte se formează mai ales în cazul fontelor cu conţinut ridicat de sulf şi cînd se toarnă la temperaturi mari. Atunci este necesar să fie evitate defectele de sufluri. Acest lucru se face prin adăugarea unei cantităţi mai mari de mangan pentru a micşora cantitatea de sulf ce are tendinţa de a forma sufluri. Astfel un conţinut de mangan mai mare de 0,7% necesită conţinuturi corespunzătoare scăzute de sulf pentru a permite turnarea la temperaturi mari.

S.F.

Automatizarea preselor de forjare. S. Zilka şi I. Mauk. În: L'industrie lourde tchècoslovaque, nr. 7, 1962.

Autorii descriu un proiect de automatizare arătînd că o linie complet automatizată se compune din : un încărcător de bare *1* cu transportor *2*, o presă pentru tăiat barele *3*, un cuptor de încălzire prin inducţie *4* şi o presă de forjat *5* cu dispozitiv de aducere (fig. 1). Transportul materialelor de la o maşină la alta se efectuează cu transportoare.

Încărcătorul de bare cu foarfecele de decupat formează o unitate independentă care lucrează cu un randament mai mare decît acela al presei, deci poate fi utilizat pentru două linii automate. Sincronizarea foarfecelor de tăiat barele cu cuptorul de încălzire prin inducţie nu este prea dificilă.

La o linie automatizată, încălzirea barelor în cuptor trebuie să se efectueze repede şi uniform, astfel încît o bară să poată fi extrasă din cuptor la un interval de timp dinainte stabilit. Pentru ca să se poată menţine ritmul de producţie aceste intervale de timp trebuie să fie egale. Barele trebuie să fie încălzite uniform la o temperatură de forjare reglabilă. Cuptorul de încălzire prin inducţie este el însusi o unitate automatizată ; barele sînt introduse în cuptor de către un dispozitiv pneumatic sau hidraulic, astfel că atunci cînd în cuptor se introduce o bară rece, toate barele avansează cu un loc, şi la celălalt capăt al cuptorului iese o bară încălzită la temperatura prescrisă de forjare.

Capacitatea cuptorului trebuie să fie astfel aleasă încît randamentul orar să fie suficient de mare pentru ca presa să lucreze fără întrerupere. Durata de încălzire creşte proporţional cu diametrul barelor. Pentru o încălzire pe aceeaşi adîncime a barelor, numărul barelor care ies din cuptor în unitatea de timp creşte cu micşorarea diametrului barelor. Deoarece intervalul de timp din momentul în care bara iese din cuptor şi pînă ce presa este forjată este foarte mic, cuptorul şi presa trebuie să fie aşezate foarte aproape de dispozitivul de aducere pentru ca transportul pieselor să se realizeze în minimum de timp.

Acest dispozitiv poate fi acţionat de către presă sau independent, hidraulic, pneumatic sau electric.

În primul caz dispozitivul este acţionat — cu ajutorul unei came sau al unui mecanism — sau direct prin transmisiune cu lanţ de către arborele cu excentric.

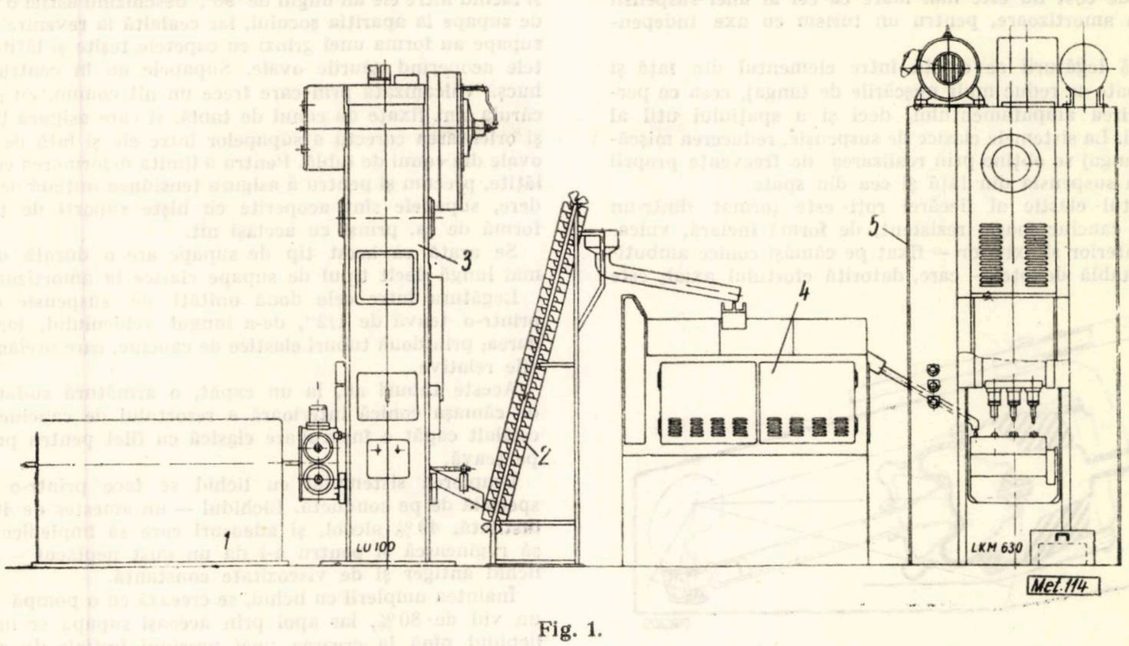


Fig. 1.

Plecînd de la punctul mort inferior, ciclul (fig. 2) se parcurge astfel: *1—2* scoaterea piesei forjate din matriţă, *3—4* strîngerea piesei forjate de către fălcile în care este transportată, *4—5* transportarea piesei la presa următoare, *5—6* strîngerea piesei între fălcile de prindere în matriţă şi forjarea piesei, *6—0* revenirea acestei fălci în poziţia iniţială.

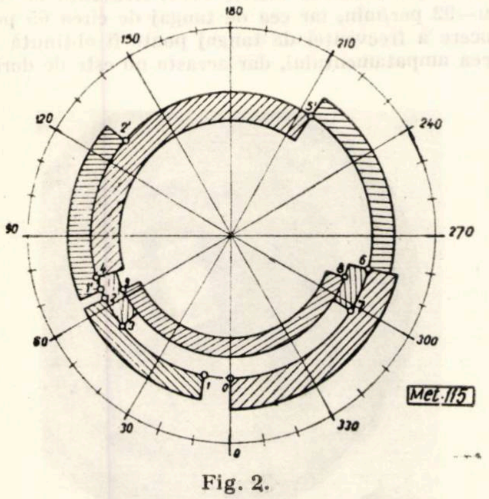


Fig. 2.

Atunci cînd dispozitivul de transportat piesele este acţionat independent, trebuie să se realizeze o coordonare perfectă între mişcările acestuia şi acelea ale utilajului de forjare.

Instalaţia de transportat piesele trebuie să fie astfel construită încît înlocuirea matriţelor să se poată efectua uşor, fără ca să fie necesar să se regleze din nou mecanismele de transfer.

În uzinele Smeral s-a construit un nou dispozitiv de deplasare a berbecului presei, care este astfel ghidat încît coincidenţa axelor este asigurată la fiecare deplasare (fig. 3). Excentricul *6* face legătura între berbec şi bielă. Pe acest excentric este fixată pîrghia *5* la a cărei extremitate se află manetonul *9* prevăzut cu o gaură filetată în care se înşurubează tija *7* a cărei extremitate inferioară este fixată în pana *10*. Prin mişcarea de rotaţie a tijei, pîrghia *5* şi manetonul *6* se rotesc în jurul punctului 0. Atunci cînd biela este în repaus, berbecul se deplasează în sus sau în jos. Forţa necesară pentru mişcarea de rotaţie este foarte redusă, astfel încît reglarea înălţimii matriţelor se poate efectua foarte uşor.

În cazul în care semifabricatele trebuie să fie laminate în prealabil, automatizarea instalaţiei este foarte dificilă, mai ales dacă întreg ciclul de operaţii este condus de un singur lucrător.

Instalarea unei prese pentru debavurare este foarte complicată din punct de vedere tehnic şi foarte costisitoare. Pentru anumite piese este posibil ca debavurarea să se facă chiar pe presa de forjat. Este preferabil ca piesele să fie forjate în matriţe închise, pentru a se înlătura formarea bavurilor.

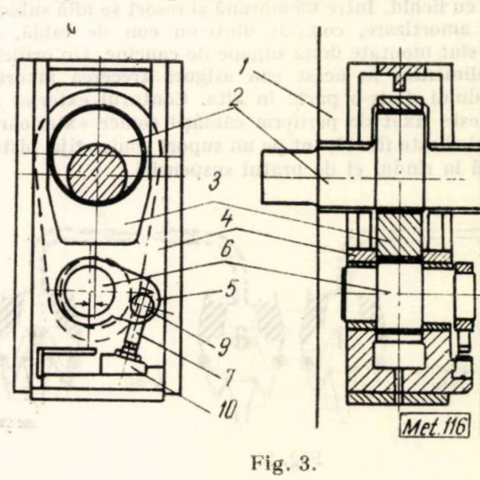


Fig. 3.

Suspensie hidroelastică. A. Moulton. În: Automobile Engineer, septembrie 1962. În articol se prezintă un nou tip de suspensie utilizat la fabricaţia de serie a turismului Morris 1100 prevăzut cu un motor de 48 CP la 5 100 rot/min, de 1,098 cm³. Cele două unităţi de suspensie de cauciuc ale roţilor din faţă se leagă hidraulic cu cele ale roţilor din spate, şi anume cîte o roată din faţă cu cea din spate de pe aceeaşi parte a vehiculului.

Sistemul realizat cuprinde patru elemente de suspensie identice, prevăzute cu amortizoare, legate între ele numai prin două conducte. (Nu comportă mecanismul cu pîrghii, pompe, acumulatoare etc. şi este tot aşa de compact ca o suspensie obişnuită de cauciuc.) Pretensionarea se face prin presiunea iniţială a lichidului ce umple sistemul, precum şi prin greutatea vehiculului.

Preţul de cost nu este mai mare ca cel al unei suspensii clasice cu amortizoare, pentru un turism cu axe independente.

Datorită legăturii ce există între elementul din faţă şi cel din spate se reduc mult mişcările de tangaj, ceea ce permite mărirea ampatamentului, deci şi a spaţiului util al turismului. La sistemele clasice de suspensie, reducerea mişcărilor de tangaj se obţine prin realizarea de frecvenţe proprii diferite la suspensia din faţă şi cea din spate.

Elementul elastic al fiecărei roţi este format dintr-un resort de cauciuc foarte rezistent, de formă inelară, vulcanizat în interior şi exterior — fixat pe cămăşi conice ambutisate din tablă de oţel — care, datorită efortului axial, este supus la forţe de compresiune şi forfecare, prezentînd o caracteristică progresivă neliniară. Dedesubtul resortului se află un piston hidraulic, format dintr-o membrană de cauciuc şi un cilindru conic de tablă ambutisată. Partea superioară a cămăşii conice de oţel se fixează pe şasiul vehiculului. Spaţiul interior între resortul de cauciuc şi membrană este umplut cu lichid. Între membrană şi resort se află subansamblul de amortizare, compus dintr-un con de tablă, la baza căruia sînt montate două supape de cauciuc. Un orificiu calibrat suplimentar în acest con asigură trecerea amortizată a lichidului dintr-o parte în alta. Conturul exterior al membranei este fixat de periferia cămăşii conice exterioare, iar în centrul ei este fixată, tot pe un suport conic, tija pistonului, legată la rîndul ei de braţul suspensiei.

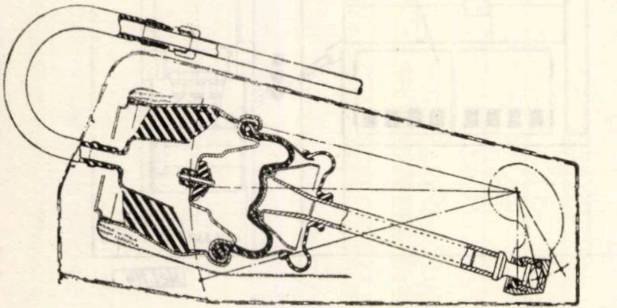


Fig. 1.

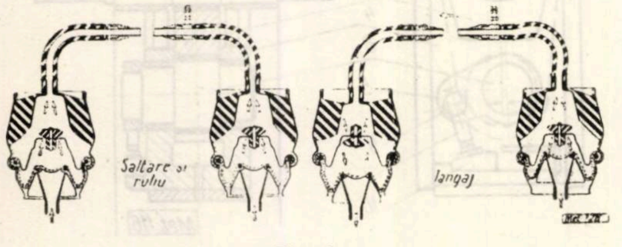


Fig. 2.

La mişcarea suspensiei, tija deplasează membrana şi face ca ea să se înscrie în cilindru. Suportul membranei şi cilindrul ei prezintă conicităţi de sens invers. Membrana este presată din cauciuc cu inserţii de fire de nylon. La centrul şi la periferia ei sînt două inele de sîrmă de oţel, de care sînt prinse firele de nylon.

Pentru asigurarea permeabilităţii, partea superioară a membranei este acoperită cu o foaie subţire de cauciuc pe bază de butil. Asigurarea etanşeităţii îmbinărilor pieselor ambutisate se face pe de o parte chiar prin marginea membranei de cauciuc şi a foii de butil, iar pe de altă parte prin stratul de cauciuc depus pe cămaşa conică exterioară care este chiar o prelungire a materialului din care este format arcul de cauciuc. Piesele astfel asamblate sînt etanşe şi rigide, formînd o unitate care cîntăreşte 4 kg. Cele patru orificii din conul de tablă ale amortizorului sînt de formă ovală şi dispuse pe un cerc, la distanţă egală. Ele sînt acoperite două cîte două, de două supape de cauciuc dispuse de o parte şi cealaltă a conului şi făcînd între ele un unghi de 90°, deschizînd astfel o pereche de supape la apariţia şocului, iar cealaltă la revenire. Aceste supape au forma unei grinzi cu capetele teşite şi lăţite, capetele acoperind găurile ovale. Supapele au în centru cîte o bucşă vulcanizată prin care trece un nit comun, cu ajutorul căruia sînt fixate de conul de tablă, şi care asigură totodată şi orientarea corectă a supapelor între ele şi faţă de găurile ovale din conul de tablă. Pentru a limita deformarea capetelor lăţite, precum şi pentru a asigura tensiunea iniţială de deschidere, supapele sînt acoperite cu nişte suporţi de tablă în formă de şa, prinşi cu acelaşi nit.

Se arată că acest tip de supape are o durată de viaţă mai lungă decît tipul de supape clasice la amortizare.

Legătura între cele două unităţi de suspensie se face printr-o ţeavă de 1/2", de-a lungul vehiculului, iar racordarea, prin două tuburi elastice de cauciuc, care preiau mişcările relative.

Aceste tuburi au, la un capăt, o armătură sudată chiar de cămaşa conică interioară a resortului de cauciuc, iar la celălalt capăt o înşurubare clasică cu filet pentru prinderea pe ţeavă.

Umplerea sistemului cu lichid se face printr-o supapă specială de pe conductă. Lichidul — un amestec de 49% apă distilată, 49% alcool, şi adaosuri care să împiedice piesele să ruginească şi pentru a-i da un gust neplăcut — este un lichid antiger şi de viscozitate constantă.

Înaintea umplerii cu lichid, se creează cu o pompă specială un vid de 80%, iar apoi prin aceeaşi supapă se introduce lichidul pînă la crearea unei presiuni iniţiale de circa 15 kgf/cm^2. În exploatare, această presiune poate creşte pînă la circa 33 kgf/cm^2, cînd apare şocul şi scade pînă la circa 5 kgf/cm^2 la revenire.

După cum s-a arătat, scopul legării celor două unităţi de suspensie — faţă şi spate — este de a reduce frecvenţa oscilaţiilor de tangaj la un vehicul echipat cu o suspensie a cărei frecvenţă de oscilaţie este adaptată cerinţelor unei bune funcţionări. La turismul Morris 1100, frecvenţa de oscilaţie este 90—92 per/min, iar cea de tangaj de circa 65 per/min. O reducere a frecvenţei de tangaj poate fi obţinută şi prin scurtarea ampatamentului, dar aceasta nu este de dorit. Cele mai dese surse de oscilaţii pentru un vehicul ce se deplasează drept înainte sînt cele provocate de neregularităţile terenului ce vin în contact mai întîi cu roţile din faţă şi apoi cu roţile din spate ale aceleiaşi părţi. La un vehicul cu suspensie clasică, aceste şocuri provoacă acceleraţii unghiulare ale mişcării de

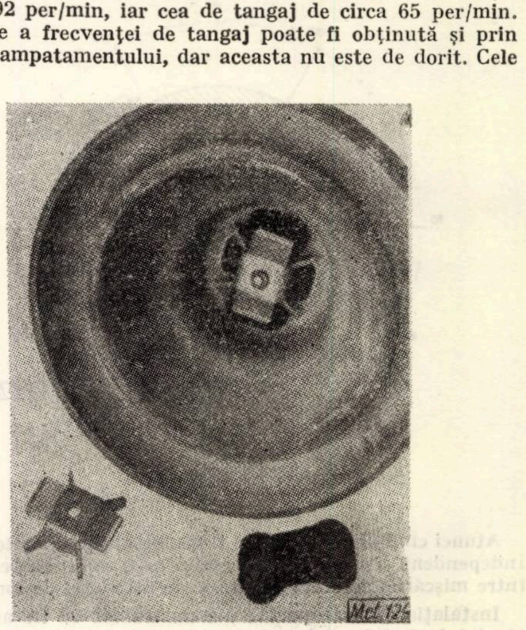


Fig. 3.

tangaj. La sistemul hidroelastic, dacă unitatea din faţă este comprimată în urma unui şoc primit de la roată, lichidul este împins spre unitatea din spate care ridică partea posterioară a vehiculului, reducînd astfel acceleraţia unghiulară, rezultînd o eliminare aproape totală a mişcării de tangaj.

Din cauza acestei legături, şocurile primite de una din roţi sînt absorbite de ambele roţi ale aceleiaşi părţi, partea aferentă fiecăreia fiind condiţionată de strangularea produsă de ţeava de legătură. Unei deplasări maxime a roţii nu îi corespunde deci, în mod normal, o comprimare maximă a suspensiei respective, rezultatul fiind un mers mult mai lin.

La viteze de deplasare mai mari, rezistenţa la trecerea lichidului creşte cu cubul vitezei acestuia, ceea ce stabilizează vehiculul în mişcările de tangaj. În scopul asigurării unei mai bune rezistenţe a conductei, aceasta are un diametru mai mare, rezistenţa necesară fiind realizată printr-o gaură calibrată.

În situaţia cînd ambele unităţi oscilează simultan, cum este cazul la mişcările de ruliu, nu apare nici o circulaţie de lichid între ele şi întreaga presiune a lichidului produce deformarea resorturilor de cauciuc.

La ruliu, rigiditatea suspensiei la acest turism este de 6 900 kg/cm/grad, ceea ce este foarte mult pentru un vehicul de această categorie.

Amplasarea supapelor în imediata apropiere a membranelor face ca toate mişcările roţilor să fie amortizate. Mişcările mici ale suspensiei sînt amortizate de orificiul calibrat din conul de tablă. La mişcări mai violente intră în funcţiune, în mod progresiv, şi supapele de amortizare.

Alt factor care influenţează de asemenea caracteristicile suspensiei hidroelastice este forma conică a cilindrului membranei, ca şi a suportului ei. Acestea măresc stabilitatea la tangaj şi contribuie la realizarea unei caracteristici neliniare a resortului de cauciuc. La deplasarea tijei pistonului, suprafaţa activă a membranei creşte. La tangaj, lichidul deplasat trece spre cealaltă unitate, la care suprafaţa activă a membranei scade progresiv, obţinîndu-se astfel o rezistenţă mărită la tangaj. *I. N.*

Instalaţie pentru încercarea metalelor la uzura hidroabrazivă. S. P. Kozîrev. În: Zavodskaia laboratoria, nr. 10, 1962.

Uzura hidroabrazivă, care apare pe suprafaţa pieselor sub forma unor caverne şi caneluri diforme, este caracteristică hidroturbinelor, pompelor de noroi, turboburelor, dragelor refulante, instalaţiilor de foraj etc.

În scopul studierii acestui fel de uzură, în cadrul Institutului de tehnologie a maşinilor din Moscova a fost realizată o instalaţie pentrn încercarea pieselor metalice supuse la acţiunea concomitentă a particulelor abrazive şi a curentului de apă care poartă aceste particule.

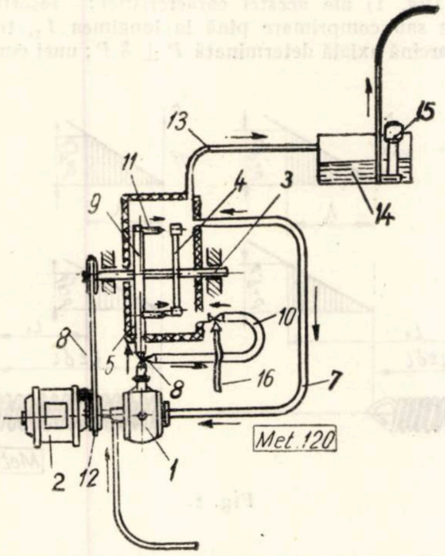


Fig. 1.

Instalaţia (fig. 1) constă din pompa centrifugă *1*, de tipul 3K9A, acţionată de electromotorul *2* de curent alternativ ($P = 4{,}5$ kW, $n = 1440$ rot/min), axul *3* pe care se fixează purtătorul de epruvete *4*, camera de încercare *5*, transmisia cu curele 6, conducte şi robinete de trecere.

Pompa centrifugă aspiră prin conducta *7* amestecul abraziv din partea inferioară a carcasei camerei de încercare *5* şi în acelaşi timp îl trimite prin robinetul cu trei treceri *8*, în distribuitorul de jeturi *9* şi, parţial, prin conducta *10*, în partea inferioară a camerei de încercare, în scopul barbotării amestecului şi al menţinerii particulelor abrazive în stare de suspensie. Mai departe, amestecul abraziv ajunge, prin distribuitorul *9*, în cele 4 duze *11* de formare a jeturilor, executate din oţel special şi aşezate simetric.

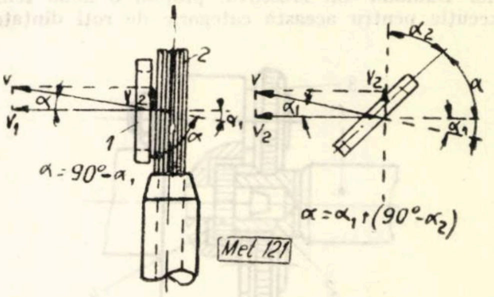


Fig. 2.

Jeturile hidroabrazive sînt tăiate, chiar la ieşirea din duze, de către epruvetele ce se fixează în capetele speciale ale purtătorului de epruvete *4*.

În scopul protejării, carcasa *5* este căptuşită cu plăci de cauciuc, conductele de amestec abraziv sînt confecţionate din cauciuc, iar la presetupa pompei centrifuge se transmite în continuu sub presiune apă curată. De aceea, pentru menţinerea unui nivel constant al amestecului abraziv în camera de încercare la înălţimea de 300 mm, surplusul de apă trece prin conducta *13* în rezervorul de acumulare *14* de unde, cu ajutorul pompei *15*, poate fi trimis în reţeaua de canalizare.

În carcasă sînt practicate două vizoare cu diametrul de 200 mm, prin care se urmăreşte desfăşurarea procesului de uzură. Întreaga instalaţie, în greutate de 200 kg, este montată pe o ramă de construcţie sudată, de 1 400 × 1 200 × 1 200 mm.

Epruvetele încercate, între care una este etalon, reprezintă discuri metalice cu diametrul de 30 mm şi grosimea de 6 mm. În figura 2 se arată poziţia epruvetei *1* şi a jetului abraziv *2* în momentul contactului reciproc. Amestecul abraziv acţionează asupra epruvetei cu viteza

$$v = \sqrt{v_1^2 + v_2^2},$$

în care v_1 este viteza liniară a epruvetei şi v_2 — viteza de ieşire a jetului abraziv din duză, înclinată faţă de suprafaţa epruvetelor cu unghiul de atac:

$$\alpha = \alpha_1 + (90^\circ - \alpha_2),$$

în care α_1 este unghiul de atac al jetului şi α_2 — unghiul de rotire a epruvetelor.

În cursul încercărilor efectuate, viteza v a fost de 61 m/s, pentru un diametru al duzelor de 10 mm.

Uzura relativă ε s-a determinat ca raportul dintre pierderile în greutate a epruvetei etalon şi a epruvetelor din materialul cercetat.

Experimentările efectuate au arătat că instalaţia constituie un instrument tehnic preţios pentru determinarea celor mai bune materiale necesare confecţionării pieselor supuse unei uzuri hidroabrazive intense.

Randalinarea danturii roţilor dinţate cu modul mic. V. F. Efimov şi E. S. Naroditki. In: Priborostroenie, nr. 9, 1962.

Cu toate că roţile dinţate cu modul mic sînt utilizate în număr mare în industria constructoare de maşini şi aparate (mil. buc.), tehnologia existentă de execuţie nu are o productivitate ridicată, se desfăşoară pe 5—8 maşini-unelte diferite şi este greu accesibilă automatizării.

Autorii articolului, V. P. Efimov şi E. S. Naroditki, colaboratori ai catedrei de tehnologie a Institutului tehnic superior Bauman din Moscova, propun o nouă tehnologie de execuţie pentru această categorie de roţi dinţate, care constă în prelucrarea roţilor din mai multe treceri pe strunguri revolver, în ultima trecere formîndu-se dantura prin presare la rece, cu ajutorul unui dispozitiv special de randalinare. Dispozitivul se montează într-unul din locurile portsculă ale capului revolver de pe strung.

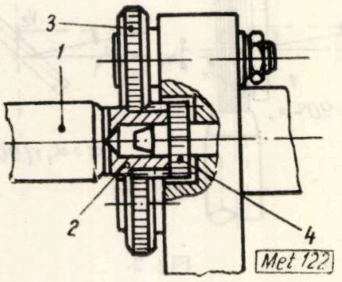


Fig. 1.

Schematic, formarea coroanei dinţate prin randalinare se arată în figura 1 unde *1* reprezintă materialul de prelucrat sub formă de bară; *2* — roata dinţată căreia i se formează dantura; *3* — role de presare; *4* — roata divizor.

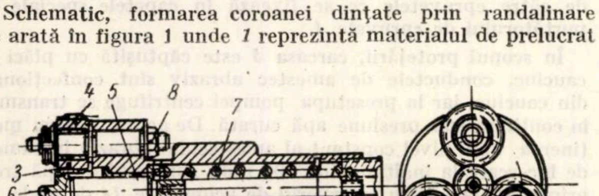


Fig. 2.

Dispozitivul de randalinare a danturii (fig. 2) se compune din corpul *1*, prevăzut cu trei axe *2*, fixate excentric, pe capetele exterioare ale cărora se montează rolele de presare *3*, prin intermediul rulmenţilor cu ace *4*. În orificiul central al corpului se presează bucşa de bronz *5*, care îndeplineşte funcţia de cuzinet, pentru roata divizioare *6*. Roata divizoare se presează, cu ajutorul resortului *7*, în capătul barei de prelucrat şi se roteşte împreună cu aceasta, transmiţînd mişcarea de rotaţie celor trei role de presare. După stabilirea excentricităţii rolelor de presare, axele lor se fixează cu ajutorul piuliţelor *8*. Se recomandă ca excentricitatea să fie de 0,5—0,8 mm. Rolele de presare se execută din oţel special 6HVF şi sînt prevăzute cu conicitate de atac.

Tabela 1

Denumirea materialului	Avansul barei pentru module, mm		Viteza de randalinare, m/min
	< 0,5	0,5—1	
Alamă	0,15	0,1	60—80
Oţel St 10—30	0,1	0,08	40—60
Oţel inoxidabil 1H13	0,08	0,05	30—40
Oţel St_35—45	0,08	0,05	20—30

Metoda permite execuţia roţilor dinţate cu modulul de la 0,3 la 1,0 mm şi cu diametrul coroanei dinţate între 8 şi 40 mm. Suprafaţa danturii executate se încadrează în clasele 8—10 de precizie, după GOST 9178—59.

Configuraţia roţilor dinţate poate fi foarte diferită (fig. 3). Autorii articolului recomandă regimul de lucru arătat în tabela 1, în funcţie de calitatea materialului utilizat pentru confecţionarea roţilor dinţate.

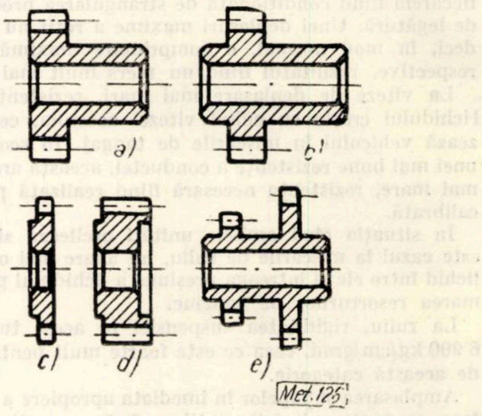


Fig. 3.

Ca lichid pentru ungere şi răcire se recomandă uleiul nr. 3 sau amestecul acestuia cu emulsie în proporţie de 3 : 1. Această metodă asigură ridicarea productivităţii muncii cu 30% şi scăderea consumului de metal cu 10—15%, faţă de prelucrarea prin aşchiere a danturii.

D.M.

Rectificarea caracteristicilor resorturilor spirale. E. I. Feliksons: În Priborostroenie, nr. 9, 1962.

Cerinţa de bază în domeniul construcţiei resorturilor spirale cilindrice, utilizate în cinematica diferitelor mecanisme şi maşini, constă în asigurarea cu o înaltă precizie a caracteristicii :

$$\lambda = f(P),$$

în care λ este cursa, şi P — sarcina axială a resortului.

Din acest punct de vedere, autorul articolului distinge două aspecte (fig. 1) ale acestei caracteristici : resortul, după întindere sau comprimare pînă la lungimea L_1, trebuie să aibă o sarcină axială determinată $P \pm \delta P$; unei curse axiale date λ trebuie să-i corespundă o sarcină axială determinată $P \pm \delta P$ sau, invers, unei sarcini date P trebuie să-i corespundă o cursă determinată $\lambda \pm \delta\lambda$.

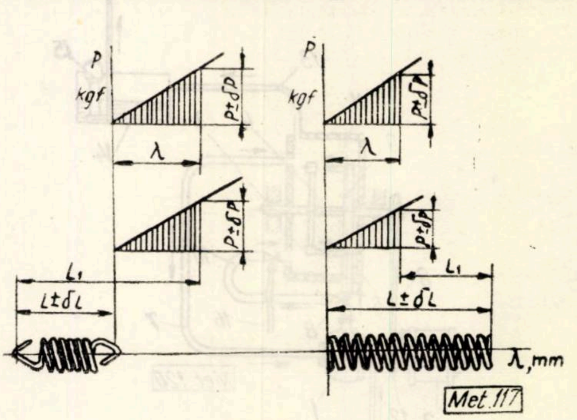


Fig. 1.

Rectificarea caracteristicilor resorturilor se impune atunci cînd toleranţa pentru cursa resortului $\delta\lambda$ este cel puţin de

2—3 ori mai mică decît cîmpul de dispersie al cursei $\Delta\lambda$, ceea ce rezultă din procesul tehnologic de execuţie al lotului respectiv de resorturi (fig. 2).

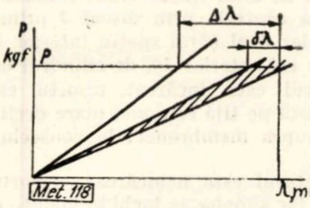


Fig. 2.

Dispersia tehnologică a cursei resortului este :

$$\Delta\lambda = \lambda\left[\left|\frac{\Delta P}{P}\right| + \left|3\frac{\Delta D}{D}\right| + \frac{\Delta n}{n}\left| + \left|\frac{\Delta\sigma}{\sigma}\right| + 4\left|\frac{\Delta d}{d}\right|\right]$$

care s-a determinat prin diferenţierea parţială a cunoscutei expresii :

$$\lambda = \frac{8PD^3n}{\sigma\cdot d^4},$$

în care : D este diametrul mediu al resortului ; n — numărul de spire ; σ — modulul de elasticitate la răsucire ; d — diametrul materialului.

De exemplu, se arată că, pentru materialul OVS cu diametrul $d = 5$ mm, $\Delta d = 0{,}06$ mm, numai schimbarea diametrului în limitele de toleranţă dă o eroare a cursei de cîteva ori mai mare decît cea admisă :

$$\Delta\lambda = \lambda\frac{4\,\Delta d}{d} = \lambda\frac{4\cdot 0{,}06}{5} = 0{,}048\ \lambda = 418\%\ \lambda.$$

Pentru rectificarea caracteristicilor resorturilor, în articol se recomandă următoarele :

a) Resorturile care lucrează la întindere, cu caracteristica de tipul I, se rectifică prin mărirea lungimii lor, sub o sarcină care provoacă apariţia deformaţiilor permanente în material. După rectificare este necesară o îmbătrînire artificială a resortului în ulei, la temperatura de 150—170°C, timp de 2 ore, pentru a detensiona materialul.

b) Resorturile cu caracteristica de tipul I, care lucrează la compresiune, se rectifică micşorîndu-se lungimea lor prin şlefuirea spirelor terminale inactive.

c) Resorturile cu caracteristica de tipul II se rectifică după una dintre metodele : — şlefuirea sau polizarea suprafeţei exterioare a resortului (se micşorează diametrul mediu D, existent înainte de şlefuire, în D_1, după şlefuire fig. 3) ; — electropolizarea resortului în băi galvanice (se micşorează diametrul d al materialului din care a fost confecţionat resortul).

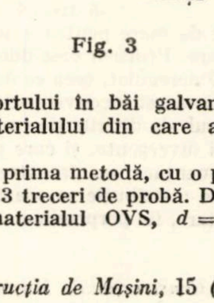


Fig. 3

Rectificarea după prima metodă, cu o precizie de ±1% λ, se execută după 2—3 treceri de probă. De exemplu, resortul confecţionat din materialul OVS, $d = 4{,}5$ mm, $n = 4{,}5$, avea cursa de 8,34 mm sub sarcina de 63 kg. După prima polizare, cursa a devenit 9,16 mm, iar după a doua, 9,41 mm, faţă de 9,5 mm cursa recomandată.

Dimensiunea cu care se micşorează diametrul, după a doua metodă, se determină din expresia lui $\Delta\lambda$ în care se socotesc toţi parametrii constanţi, afară de d ; prin urmare :

$$\Delta\lambda = \lambda\frac{4\,\Delta d}{d},\ \text{de unde}\ \Delta d = \frac{d}{4\lambda}\,\Delta\lambda.$$

Pentru acest exemplu $\Delta\lambda = 9{,}5 - 8{,}34 = 1{,}16$ mm şi $\Delta d = \frac{4{,}5}{4\cdot 8{,}34}\cdot 1{,}16 = 0{,}156$ mm,

adică timpul de menţinere a resortului în baia galvanică trebuie astfel determinat, în funcţie de caracteristicile băii, încît diametrul d să se micşoreze cu aproximativ 0,15—0,16 mm prin electropolizare.

D. M.

Sortarea automată bidimensională a rolelor cilindrice de rulmenţi. B.M. Sorocikin. In : Stanki i instrument, nr. 9, 1962.

Calitatea rulmenţilor cu rolă depinde mult de variaţia dimensională a garniturii respective de role ce se montează în fiecare rulment.

În articolul său, B. M. Sorocikin arată că la uzinele de rulmenţi nr. 4 din U.R.S.S. s-a trecut la sortarea bidimensională (după diametru şi lungime) a rolelor cilindrice de rulmenţi, cu ajutorul automatului a cărui schemă cinematică se arată în figura 1.

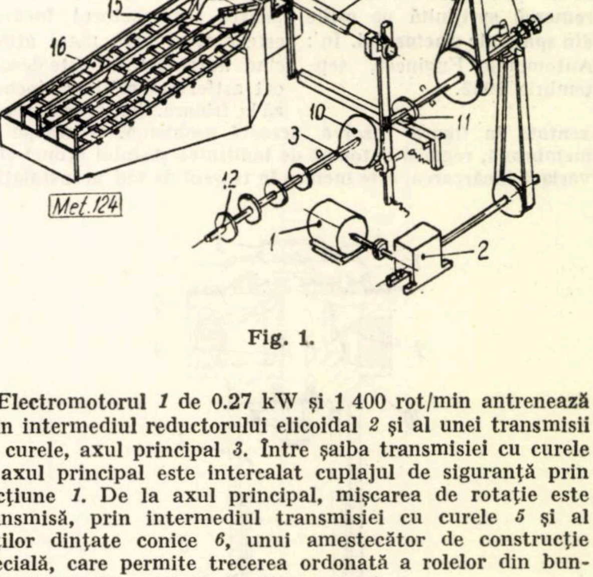


Fig. 1.

Electromotorul *1* de 0.27 kW şi 1 400 rot/min antrenează prin intermediul reductorului elicoidal *2* şi al unei transmisii cu curele, axul principal *3*. Între şaiba transmisiei cu curele şi axul principal este intercalat cuplajul de siguranţă prin fricţiune *1*. De la axul principal, mişcarea de rotaţie este transmisă, prin intermediul transmisiei cu curele *5* şi al roţilor dinţate conice *6*, unui amestecător de construcţie specială, care permite trecerea ordonată a rolelor din buncărul *7* în dispozitivul de alimentare *8*.

În momentul cînd fereastra tachetului 9 coincide cu orificiul dispozitivului de alimentare, rola ce urmează este împinsă de tachet în poziţia de măsurare (fig. 2). În acest timp, puntea distribuitoare *13* ocupă poziţia superioară. Mişcarea de du-te-vino a tachetului şi rotirea punţii distribuitoare sînt produse, în mod corespunzător, de camele *10* şi *11* fixate pe axul principal.

Măsurarea bidimensională a rolei cilindrice se face concomitent, cu ajutorul unor traductori fotoelectrici produşi de uzina „Kalibr" — Moscova. Rezultatul măsurărilor este memorat de schema electrică a automatului şi transmis electromagneţilor de acţionare a clapetelor de sortare şi distribuție. Comanda schemei electrice se realizează cu ajutorul camelor reglabile *12*.

După măsurare, rola cade din fereastra tachetului și se rostogolește pe toba de sortare pînă cade în compartimentul corespunzător. Dirijarea rolei spre compartiment se face cu ajutorul clapetelor *14*, *15* și *16*, acționate de electromagneți. Eroarea de măsurare a automatului este de ±0,0003 mm pe diametru și de ±0,001 mm pe lungimea rolei.

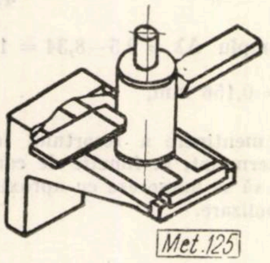


Fig. 2.

Rolele se sortează în 40 de grupe corespunzătoare celor 40 de compartimente ale tobei de sortare. Intervalul de sortare între două grupe vecine se poate regla între 0,5 și 1,0 mμ.

Productivitatea automatului este de 2 500 role/h, putînd fi sortate role cu diametrul și lungimea cuprinse între 5 și 16 mm. Reglarea automatului de la un tip dimensional de rolă la altul se face numai în 15 min și constă în înlocuirea a două piese.

Automatul este destinat industriei de rulmenți; autorul articolului susține însă că el poate fi utilizat și în alte ramuri ale construcției de mașini, pentru sortarea diferitelor piese cilindrice, după diametru și lungime.

D. M.

Frînă pentru autotractor cu remorcă sprijinită pe osiile din spate ale tractorului. În : Automobile Engineer, septembrie 1962.

Efortul de frînare necesar pentru autotractorul încărcat este deseori prea mare atunci cînd autotractorul este descărcat, astfel încît roțile se blochează la frînare. Construcția reprezentată în figură rezolvă această problemă. O supapă cu membrană, reglată automat de înălțimea șasiului atunci cînd variază încărcarea, este inclusă în traseul de vid al instalației.

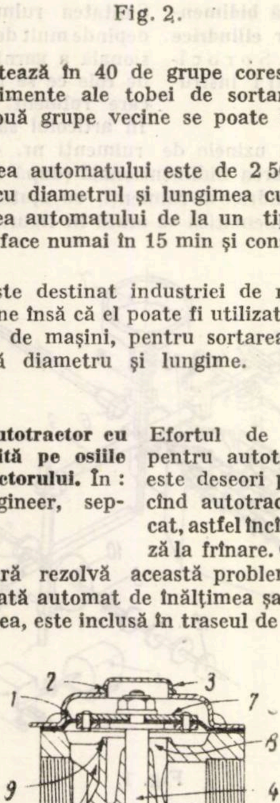


Fig. 1.

Această supapă este montată pe șasiu deasupra unei osii. Marginea membranei *1* este prinsă de corpul supapei prin șuruburile care fixează și capacul de protecție *2* prevăzut cu un orificiu de legătură cu atmosfera *3*. În mijlocul membranei este fixată o tijă *4* care glisează vertical într-o gaură a corpului; mișcarea acestei tije se efectuează automat cu ajutorul unui resort spiral *5* reținut în poziția axială de o manta glisantă *6* legată de axul tractorului. Dedesubtul membranei (întărită în zona centrală prin discul *7* prins de tija *4*) se află sediul circular *9* al cărui spațiu interior *8* este legat de sursa de vid, iar cel exterior *10*, de cilindrul de frînă. Atunci cînd autotractorul este încărcat, resortul este comprimat, iar forța exercitată pe tijă este mai mare decît cea exercitată de către vid asupra membranei; în consecință, supapa stă deschisă.

Cînd autotractorul este neîncărcat, resortul exercită o forță mai mică, iar supapa se închide înainte ca maximul de vid să fie transmis la cilindrul de frînă.

L. N.

Îmbunătățirea calității produselor sinterizate din pulbere de fier. In : Techniques mondiales, nr. 8–9, 1962.

Dacă se tratează pulberea de fier, înainte de sinterizare, timp de 20–60 min, la temperaturi de 300–400°C, într-o atmosferă gazoasă (de exemplu amoniac) care poate să cedeze azot, se obține o nitrurare slabă care, fără să-i mărească duritatea, conferă pulberii o rezistență mai mare la uzură și la coroziune. Atunci cînd pulberea astfel tratată este aglomerată și sinterizată la o temperatură în jurul a 1 050°C, îmbunătățirile obținute prin acest tratament se mențin, cu toate că o parte din azot se degajă; totuși produsul obținut este inferior celui care se obține din pulbere netratată, deoarece degajarea azotului distruge în parte legătura dintre particule în timpul sinterizării.

Acest inconvenient poate fi remediat dacă se adaugă pulberii de fier, înainte de tratare, 35% pulbere de fier astfel tratată; prin aceasta, azotul care se degajă în timpul sinterizării este absorbit de particulele care nu au fost tratate, deci nu se mai produce azot în stare liberă care să strice legătura dintre particulele sinterizate și, în același timp, îmbunătățirea calității obținute prin nitrurare se extinde la întregul produs.

Pe lîngă o rezistență mărită la uzură și la coroziune, produsele sinterizate obținute în acest mod pot fi ușor deformate la cald.

Procedeu de laminare la 400°C. In : Techniques mondiales, nr. 8–9, 1962.

În timpul laminării oțelurilor, se poate mări presiunea de laminare, menținîndu-se cilindrii la o temperatură de circa 400°C. La această temperatură însă, oțelurile aliate, în special cele aliate cu crom — cu sau fără nichel — tind să adere la cilindrii laminorului. S-a încercat să se stropească cilindrii, după cîteva treceri, cu o soluție care să împiedice această tendință; acest procedeu prezintă însă un dublu dezavantaj, și anume este costisitor și răcește cilindrii după fiecare trecere.

Pentru a se evita aceste inconveniente s-a folosit în R.F.G. următorul procedeu : se obține un film de oxid aderent pe suprafața semifabricatelor care se laminează, care să izoleze oțelul aliat de cilindrul încălzit la 400°C.

Filmul este constituit din FeO_3 și se obține prin cufundarea semifabricatului într-o baie oxidantă de săruri, care conține 10% nitrat de sodiu și cel mult 0,5% borax; cufundarea durează circa 10 min, după care semifabricatul se spală cu apă. Filmul protector are o culoare brună.

Extruziunea materialelor plastice în foi de dimensiuni mari. In : Techniques mondiales, nr. 8–9, 1962.

Atunci cînd se obțin prin presare foi din materiale plastice (materiale termoplastice de sinteză, ca policlorura de vinil), materialul plastic este obligat să treacă printr-o deschidere de lungime suficient de mare pentru a se obține o productivitate corespunzătoare. Printr-o deschidere de lungime mare materialul curge însă neregulat, ceea ce dă naștere la pierderi.

Pentru a se remedia acest inconvenient se prevede capul de extruziune cu un șurub de distribuție care are, fie o oarecare conicitate, fie pasuri divergente, și care poate fi antrenat de către șurubul de alimentare sau de către un motor independent; acest șurub de distribuție se așază, fie în prelungirea șurubului de alimentare, fie perpendicular pe acesta. În acest din urmă caz, materialul plastic ajunge în centrul capului de extrudare care corespunde cu centrul de divergenţă a filetării şurubului de distribuţie. Folosind acest dispozitiv se obţine o curgere uniformă a materialului plastic, în toată lungimea deschiderii, oricît ar fi aceasta de mare.

Magneţi al căror miez este format dintr-un lichid bun conducător. In : Product Engineering, martie 1962.

În S.U.A. s-a realizat, experimental, un magnet la care miezul obişnuit de fier este înlocuit cu un metal lichid care circulă între doi cilindri coaxiali într-un cîmp magnetic axial.

În spaţiul inelar în care se află lichidul bun conducător, cîmpul magnetic axial este produs de două bobine cu excitaţie externă, iar curentul tangenţial din interiorul lichidului dă naştere unui cîmp magnetic : cîmpul iniţial aplicat nu se adaugă însă la acesta. Acest magnet este echivalent cu un generator unipolar cu excitaţie proprie.

Un astfel de magnet de 25 mm diametru interior şi 300 mm diametru exterior, folosind ca lichid un aliaj de sodiu şi potasiu, cu un cîmp de excitaţie de 100 kgauss şi un debit de 300 l/min, ar putea da naştere la un cîmp magnetic cu o intensitate de 124 kgauss.

Mărimea magneţilor obişnuiţi este limitată de rezistenţa la forfecare a solenoidului ; magnetul care foloseşte un lichid conducător nu trebuie să reziste decît la presiunea hidrostatică a acestui lichid.

Folosirea fotoelasticităţii pentru studiul concentrărilor de tensiuni suprapuse. In : Journal of Engineering for Industry, februarie 1962.

Pînă în prezent, eforturile de tensiuni nu s-au studiat decît individual, stabilindu-se efectul diferiţilor parametri, cum ar fi forma şi dimensiunile crestăturilor, felul sarcinii aplicate, sensibilitatea metalelor la crestătură etc. ; nu s-a studiat însă ce se întîmplă atunci cînd se suprapun doi factori de concentrări de tensiuni. Recent, s-a constatat că atunci cînd o crestătură se află în zona de acţiune a unei alte crestături, concentrările de tensiune sînt mărite.

Pentru a lămuri acest efect de suprapunere a concentrărilor de tensiuni, s-a folosit fotoelasticitatea care în studii analoge a dat rezultate care coincid cu cele teoretice ; în afară de aceasta, fotoelasticitatea este superioară încercărilor de oboseală prin faptul că nu trebuie să se ţină seama de sensibilitatea metalului la forfecare, de dimensiunile epruvetei, de coroziune etc.

Concluziile care au putut fi trase prin folosirea fotoelasticităţii confirmă că suprapunerea a două crestături în aceeaşi zonă de influenţă măreşte efectul lor ; sînt însă cazuri în care domeniile de acţiune ale crestăturilor nu se suprapun, pentru care este necesar să se efectueze alte încercări.

Recenzii

Prof. dr. ing. I. M. LENIN. **Teoria motoarelor de automobile.** Moscova, Maşghiz, 1958.

Dezvoltarea impetuoasă a industriei construcţiei de automobile în U.R.S.S., introducerea largă a automobilelor în toate sectoarele economice, în industrie, în transporturi şi în armată, au cerut un efort susţinut şi muncitorilor din domeniul ştiinţific, pentru descifrarea proceselor termogazodinamice din motoare, pentru stabilirea unor metode de apreciere prin calcul a acestora, în scopul de a atinge acel nivel necesar care să asigure posibilitatea ca investigaţia teoretică să poată găsi soluţiile optime, să poată împinge înainte realizările practice.

Oamenii de ştiinţă sovietici au elaborat nenumărate lucrări capitale şi în acest domeniu. Printre aceştia un loc de frunte îl ocupă profesorul dr. ing. Igor Mihailovici Lenin, şeful catedrei de motoare de automobile şi tractoare din Institutul de automobile şi tractoare din Moscova (MAMI). Lucrările originale ale profesorului dr. ing. I. M. Lenin în domeniul teoriei motoarelor cu ardere internă au deschis căi noi de cunoaştere în procesele din motoare, au înlesnit aprecierea lor prin calcul.

În lucrarea sa despre „Teoria motoarelor de automobile", profesorul dr. ing. I. M. Lenin a introdus, o dată cu cele mai recente cuceriri ale ştiinţei şi tehnicii sovietice în acest domeniu, şi o parte însemnată din contribuţiile sale proprii.

Prin „teoria motoarelor" se înţelege complexul de procese termogazodinamice care asigură transformarea energiei chimice potenţiale a combustibilului în energie mecanică prin ardere în cilindrii motorului.

Cartea se adresează în primul rînd studenţilor şi specialiştilor din domeniul motoarelor de automobile.

După ce, în primul capitol al cărţii, se face o sinteză a ciclurilor teoretice ale motoarelor cu ardere internă, arătînd concluziile care se pot obţine din studiul acestora, în al doilea capitol se prezintă o succintă descriere a încercărilor motoarelor, insistîndu-se asupra acelor metode şi echipamente cu ajutorul cărora se pot obţine informaţiile experimentale necesare înţelegerii procesului din motoare.

Cel de-al treilea capitol al cărţii este consacrat studiului procesului de umplere cu încărcătură proaspătă a cilindrilor motorului.

Concepţia de bază a studiului acestui proces şi metodele calculului său sînt aproape în întregime contribuţia originală a autorului. Astfel, profesorul dr. ing. I. M. Lenin pune la dispoziţie, pentru prima oară, o formulă pentru calculul presiunii de admisiune, şi, prin aceasta, al cantităţii de încărcătură proaspătă aspirată în cilindru, formulă care ţine seamă de turaţia motorului, de cilidreea sa, de suprafaţa de trecere pe sub supapa de admisiune, de pierderile gazodinamice din sistemul de admisiune, de raportul de comprimare şi de alţi factori care au o influenţă hotărîtoare asupra umplerii. În procesul de aspiraţie, autorul a stabilit stadii deosebite ca „postumplerea" şi „refularea", pe care a reuşit să le stăpînească prin calcul. Menţionăm că în nr. 2 din acest an al revistei Metalurgia şi Construcţia de Maşini va apărea un articol al profesorului dr. ing. I. M. Lenin, consacrat tocmai acestor probleme.

În capitolul al patrulea al cărţii, autorul descrie procesul comprimării, iar în al cincilea capitol se tratează despre combustibilii motoarelor de automobil şi despre reacţiile lor de oxidare. O atenţie specială se acordă fenomenului de disociere din procesul de ardere, precum şi teoriei reacţiilor catenare.

Capitolul al şaselea este consacrat arderii normale în motorul cu aprindere prin scînteie, folosindu-se metodica împărţirii procesului de ardere în faze succesive. Se prezintă un bogat material experimental, deducîndu-se toate mijloacele necesare controlului arderii în motorul cu aprindere prin scînteie. Deosebit de interesant este studiul efectuat asupra desfăşurării arderii la sarcini parţiale, arătîndu-se influenţa însemnată a poziţiei obturatorului asupra duratei celor două faze principale ale arderii.

În cel de-al şaptelea capitol al cărţii se tratează arderea cu detonaţie în motorul cu aprindere prin scînteie, arătîndu-se manifestările specifice ale acesteia şi influenţele factorilor importanţi asupra ei.

Capitolul al optulea face obiectul studiului arderii în motorul cu aprindere prin comprimare (Diesel), iar capitolul al noulea este dedicat calculului temperaturii şi presiunii maxime ale ciclurilor.

În capitolul al zecelea se studiază procesul destinderii şi evacuării gazelor din cilindru.

Capitolul al unsprezecelea este consacrat indicilor şi mărimilor indicate ale motoarelor : consumul de combustibil, randamentul indicat, presiunea medie indicată, puterea indicată etc., iar capitolul al doisprezecelea se ocupă cu pierderile mecanice ale motorului.

Capitolul al treisprezecelea tratează despre indicii şi mărimile efective ale motoarelor. În acest capitol, autorul a introdus noţiunea de caracteristică externă relativă, pe care o dezvoltă în articolul pe care-l publică revista Metalurgia şi Construcţia de Maşini în numărul de faţă.

De asemenea, în acest capitol autorul reprezintă puterile tuturor motoarelor de automobile de fabricaţie europeană în funcţie de cilindreea lor totală (pînă la 4 l) şi descoperă că toate aceste motoare se grupează în patru grupe după cum reiese din tabelă.

Tabela 1

Cilindreea totală, l	Puterea efectivă, CP	Numărul de motoare în 2 timpi cu număr de cilindri :			Numărul de motoare în 4 timpi cu număr de cilindri				Număr total motoare
		1	2	3	1	2	4	6	
0,0–0,5	10– 20	4	10	—	1	2	—	—	16
0,5–1,0	20– 30	—	6	3	—	2	3	—	14
1,0–2,0	30– 70	1	—	—	—	—	40	1	41
2,0–4,0	70–140	—	—	—	—	—	5	30	35

În acelaşi capitol se descriu caracteristicile principale ale motoarelor şi se tratează problemele supraalimentării motoarelor de automobile.

În ultimul capitol al lucrării, al paisprezecelea, se dau indicaţiile necesare determinării bilanţului energetic al motorului.

Scrisă într-un stil succint, abordînd toate problemele esenţiale ale teoriei motoarelor de automobil, elaborînd pentru specialişti metode accesibile de calcul al unor procese deosebit de complexe, aducînd o contribuţie valoroasă la documentaţia existentă asupra teoriei motoarelor de automobile, cartea profesorului dr. ing. Igor Mihailovici Lenin poartă pecetea autorităţii şi personalităţii autorului ei.

Prof. ing. C. Aramă

Studii şi cercetări de mecanică aplicată nr. 4, anul XIII, 1962. Editura Academiei R.P.R.

Revista Institutului de mecanică aplicată „Traian Vuia" al Academiei R.P.R. cu nr. 4 din 1962 cuprinde 13 articole din domeniile aeromecanicii, construcţiei de maşini, mecanicii generale, precum şi o notă şi numeroase recenzii.

Asupra divergenţei aeroelastice a suprafeţelor portante de secţiune variabilă, în rotaţie, de T. Oroveanu şi Cr. Stănescu.

Autorii îşi propun să calculeze viteza de divergenţă de răsucire a unei suprafeţe portante, cu secţiunea transversală variabilă după o lege anumită, care se roteşte în jurul unei axe. După aplicarea metodei lui Ritz pentru rezolvarea ecuaţiei problemei puse, se obţin rezultate mult diferite faţă de cazul unei suprafeţe portante de secţiune constantă.

Consideraţii în legătură cu problema plană a teoriei elasticităţii în coordonate triunghiulare, de P. P. Teodorescu.

După ce introduce, pentru studiul grinzilor-pereţi cu contur triunghiular, un sistem de coordonate pe care-l numeşte triunghiular, autorul studiază problema plană a teoriei elasticităţii în aceste coordonate : tensiuni, deformaţii, rezolvarea problemei în tensiuni şi în deplasări. Se arată metodele de calcul matematic corespunzător şi se dau cîteva indicaţii cu caracter general, cu privire la posibilităţile de calcul ale grinzilor pereţi cu contur triunghiular.

Calculul cuptoarelor rotative de clincher cu inele de rigidizare, de V. Visarion şi D. Drăghicescu.

Autorii au dezvoltat, într-o lucrare anterioară, o metodă de calcul al cuptoarelor de clincher fără inele de rigidizare, considerînd învelişul metalic ca un cilindru izotrop supus la încercări datorită reacţiunilor în reazeme, prin care s-a dedus că mărirea rigidităţii învelişului de oţel numai în zona reazemelor poate micşora mult deformarea secţiunilor şi deci mări viaţa căptuşelii refractare. În lucrarea prezentă, se dezvoltă o metodă de calcul analogă celei precedente în cazul unei structuri ortotropice, care diferă de prima prin existenţa a patru inele de rigidizare plasate lîngă fiecare reazem.

Asupra principiului lui Hooke, de S. Guiaşu.

Plecînd de la ecuaţiile de mişcare ale unui fluid, stabilite conform noii mecanici invariante a sistemelor, autorul deduce principiul lui Hooke din principiul fundamental şi din postulatele care stau la baza noii mecanici.

Bazele teoriei structurilor static nedeterminate de beton armat, de egală siguranţă plastică, de Valeriu Petcu.

Autorul demonstrează teorema de existenţă a structurilor static nedeterminate de beton armat, de egală siguranţă plastică.

Asupra liniarizării ecuaţiilor de mişcare a unui mediu continuu deformabil, de V. Manea.

Pentru studiul mai ales al stabilităţii mişcării, autorul liniarizează ecuaţiile de mişcare a unui mediu continuu deformabil oarecare.

Vibraţiile şi stabilitatea aeroelastică a structurilor cilindrice subţiri, neomogene, plasate într-un curent fluid compresibil, de L. Librescu.

Lucrarea abordează problema vibraţiilor şi a stabilităţii aeroelastice a structurilor subţiri, de secţiune cilindrică circulară, construite prin suprapunerea arbitrară de straturi elastic-ortotrope, deducîndu-se ecuaţiile rezolvente în virtutea unor ipoteze de bază, în cazul în care structura este plasată într-un curent fluid ideal, compresibil, sectorul vitezei fiind paralel la axa structurii cilindrice.

Asupra unor metode aproximative de calcul al lagărelor circulare lubrifiate cu gaze, de V. N. Constantinescu.

Autorul analizează sensul şi mărimea aproximaţiilor introduse de diversele metode existente de calcul al lagărelor circulare lubrifiate cu gaze, elaborînd relaţii analitice corectate, a căror precizie este verificată numeric.

Unele aspecte cantitative experimentale ale coeficientului de frecare la lagărele cu alunecare de Gh. Vasilca.

În cercetările experimentale pentru determinarea coeficientului de frecare se întîmplă unele greutăţi care conduc la o împrăştiere relativ mare a rezultatelor obţinute, ceea ce împiedică tragerea unor concluzii suficient de sigure, mai ales atunci cînd se compară rezultatele de calcul cu cele experimentale. Autorul prezintă astfel de împrăştieri determinate la cercetarea experimentală pe diverse instalaţii a lagărelor de alunecare din diferite materiale.

Se indică unele metode prin care se pot verifica rezultatele experimentale, ceea ce contribuie la o judicioasă conducere a investigaţiilor.

Studiul vitezelor în mecanismele plane pe baze mecanoelectronice, de R.C. Bogdan, Chr. Pelecudi, L. Calmaciuc şi Gr. Antonescu.

Autorii prezintă o metodă mecanoelectronică care permite măsurarea şi vizualizarea continuă a vitezei unui punct în mişcare plană, periodică sau oarecare, prin derivarea electronică a variaţiei deplasării punctului în funcţie de timp.

Mecanism cu roţi dinţate pentru obţinerea unui mare număr de rapoarte de transmitere diferite, de A. Csulak şi I. Szekely.

Autorii propun şi studiază un variator mecanic de viteză cu roţi dinţate cilindrice, în trei variante, cu care se poate obţine un mare număr de rapoarte diferite de transmitere, practic fără trepte, cu menţinerea constantă a raportului fixat în orice împrejurări, pentru un domeniu de reglare egal cu şase.

Asupra regimurilor economice de strunjire a oţelurilor carbon, de M. P. Popov, E. D. Deciu şi I. Mitrică.

Lucrarea prezintă o sinteză a cercetărilor de aşchiere a metalelor efectuate la Institutul de mecanică aplicată „Traian Vuia", în scopul urmăririi prelucrabilităţii oţelurilor carbon romîneşti folosite în construcţia de maşini. S-au cercetat legăturile dintre parametrii regimului de aşchiere şi influenţa exercitată asupra lor de către proprietăţile mecanice ale oţelurilor prelucrate şi o serie de parametri legaţi de pregătirea piesei şi a sculelor. Influenţa parametrilor asupra vitezei economice de aşchiere este concretizată într-o serie de coeficienţi de corecţie a vitezei, deosebit de importanţi pentru aplicaţiile practice.

C. A.

M. SMIALKOVSKI. **Hidrogenul în oţel** (Hydrogen in Steel). Pergamon Press-Vydawnictwa Naukowo-Techniczne Warszawa. Londra—Varşovia 1962, 452 p.

În această monografie autorul sintetizează în mod critic rezultatele şi concluziile unor lucrări de cercetare publicate într-un număr mare de ţări. Se enumără rezultatele cercetărilor privind sistemul hidrogen-fier, influenţa hidrogenului asupra proprietăţilor fizice şi mecanice ale fierului şi oţelului, rolul pe care-l are hidrogenul în procesele de fabricare a oţelului, la sudare, în timpul atacului cu acizi, la galvanizare etc. Sînt incluse, de asemenea, probleme privind formarea fulgilor în oţel şi a fragilităţii provocate de hidrogen în industria metalurgică, chimică şi petrolieră.

Deşi lucrarea este destinată mai întîi cercetătorilor din domeniul metalurgiei fizice şi al chimiei proceselor metalurgice, ea poate servi ca îndreptar şi inginerilor din diferite ramuri industriale (aviaţie, petrol, energie atomică etc.). Atrage atenţia în primul rînd bogatul material bibliografic care cuprinde lucrări din toate ţările lumii care au adus contribuţii în acest domeniu. Trebuie de menţionat, de asemenea, tratarea a numeroase probleme noi atît cu caracter teoretic cît şi practic, ca de exemplu fisurile coroziunii sulfurice. Materialul prezentat permite o cunoaştere amănunţită a stadiului în care se găseşte în prezent problema privind influenţa hidrogenului asupra proprietăţilor fierului sau ale oţelului.

Chiar şi o simplă enumerare a titlurilor şi o expunere succintă a conţinutului pot confirma cele afirmate. Astfel în primele şase capitole sînt prezentate unele fundamentări ale părţii teoretice ca de pildă : disocierea termică a hidrogenului molecular, reacţii de combinare, interacţiunea hidrogenului cu suprafaţa metalului sau activitatea catalitică negativă a unor elemente şi componenţi etc.

Autorul subliniază natura foarte complicată a interacţiunii dintre hidrogen şi diferite metale. Hidrogenul poate să fie în contact cu metalul sub formă moleculară, atomică sau ionică. Acesta poate să fie adsorbit chimic sau fizic pe suprafaţa metalului care influenţează starea echilibrului molecular-atomic. O deosebită importanţă se acordă solubilităţii hidrogenului în fier şi aliaje feroase şi dependenţei acestei solubilităţi de presiune şi de compoziţia oţelului, lămurindu-se multe aspecte în lumina celor mai recente date şi cercetări ştiinţifice. Cu aceeaşi atenţie se tratează despre schimbările dimensionale şi despre tensiunile produse în oţel de hidrogen.

Trebuie subliniat că cercetările experimentale privind influenţa hidrogenului asupra proprietăţilor mecanice ale oţelului prezintă considerabile dificultăţi, datorită neuniformităţii distribuirii hidrogenului în secţiunea probei.

Studii minuţioase şi de mare amploare se execută în diferite institute de cercetări cu scopul eliminării acestui gaz la fabricarea oţelului. De aceea, se prezintă o privire de ansamblu în legătură cu comportarea hidrogenului în oţelul lichid, în timpul topirii, afinării şi turnării.

Se arată că folosind o fierbere intensă cu CO conţinutul de hidrogen din baie scade. Prin folosirea unui curent de oxigen rezultatele sînt îmbunătăţite faţă de folosirea ca oxidant a minereului. Acoperirea băii metalice cu zgură descreşte gradul transportului de hidrogen din atmosfera cuptorului în baie, dar nu o opreşte complet.

Părerile unor cercetători (în special ale celor sovietici şi americani) diferă în ceea ce priveşte influenţa acidităţii sau bazicităţii zgurei asupra gradului de hidrogenare în procesul obţinerii oţelului.

Interesante sînt datele privind influenţa hidrogenului în procesul sudării, decapării fine, a acţiunii hidrogenului la presiuni crescute sau a fisurării oţelului sub acţiunea corosivă a sulfurilor.

Sînt prezentate, de asemenea, cîteva metode de determinare a hidrogenului din fier şi oţel. Redarea unor aparaturi şi scheme de funcţionare specifice subiectului tratat îmbogăţeşte conţinutul preţios al lucrării.

M. Ispas

A. P. LIUBAN. **Analiza fenomenelor procesului din furnal** (Analiz iavlenii domennovo proţessa). Editura tehnico-ştiinţifică de stat, Moscova, 1962, 532 p.

Apărută în cea de-a doua ediţie, cartea cu titlul menţionat prezintă o serie de date noi rezultate atît din practica personală a autorului, cît şi din numeroase lucrări experimentale de specialitate pe care le-a îndrumat.

Cartea cuprinde trei secţiuni şi anume : etapele importante ale dezvoltării procesului din furnal ; schimbările constituenţilor fizici şi chimici ai materialelor încărcate ; bilanţul de materiale şi cel caloric al proceselor din furnal şi folosirea lor.

În carte sînt dezvoltate rezultatele cercetărilor fundamentale ale fenomenelor din furnal din punctul de vedere al influenţei asupra indicilor tehnico-economici de funcţionare a furnalului. Se analizează variaţia stării fizice şi a compoziţiei chimice a materialelor de încărcătură, în particular evaporarea şi descompunerea diferitelor substanţe din furnal, precum şi procesele de reducere a fierului şi a altor elemente. Sînt prezentate bilanţurile caloric şi de materiale.

Sînt analizate, de asemenea, probleme privind dezvoltarea reacţiei de reducere directă şi indirectă a oxizilor de fier, influenţa încălzirii aerului, legătura dintre bilanţul caloric şi consumul specific al cocsului etc.

Conţinutul cărţii în a doua ediţie este mult îmbunătăţit atît prin prezentarea unui material îmbogăţit prin numeroase exemple cît şi prin adîncirea şi explicarea detaliată a fenomenelor întîlnite.

Explicarea fenomenelor de disociere a diferiţilor constituenţi din încărcătura furnalului şi influenţa acestora asupra mersului procesului sînt însoţite de scheme şi grafice.

S-a constatat în unele lucrări că viteza de reducere a fierului cu oxid de carbon şi hidrogen are un maximum în jurul temperaturii de 500°C, iar în jurul a 800—900°C această viteză este mai scăzută.

Activitatea chimică a fierului redus din oxizii săi la temperaturi scăzute se explică prin structura sa fizică. Fierul obţinut este microcristalin, reţeaua sa avînd multe locuri cu defecte nu este completat cu atomi astfel că viteza de migrare a atomilor de fier la temperaturi scăzute este mică.

Cristalele primare obţinute prin reducere la temperatura de 700°C sînt aproximativ de două ori mai numeroase decît cele obţinute la 450°C. Aceleaşi observaţii pot fi făcute în ceea ce priveşte nichelul şi alte metale.

Volumul redus al microporilor produşilor de reducere la temperatura de 800°C este aproximativ de 15 ori mai mic decît al produşilor reducerii la 450°C, iar prin încălzire porii mici dispar. Astfel rezultă că viteza de reducere a oxizilor de fier în unele împrejurări scade cu creşterea temperaturii.

Claritatea prezentării capitolelor tratate o face foarte accesibilă cercurilor largi de tehnicieni, ingineri şi studenţilor Facultăţii de metalurgie.

Credem că traducerea integrală (sau cel puţin parţială) a lucrării ar fi de mare folos specialiştilor furnalişti din ţara noastră, avîndu-se în vedere mai ales impetuoasa dezvoltare a acestei ramuri siderurgice fundamentale.

M. Ispas

Cronica

Simpozionul ,,Rolul acusticii în tehnica nouă"

În zilele de 25-26 octombrie 1962, s-a desfăşurat simpozionul ,,Rolul acusticii în tehnica nouă" organizat de către Comisia de acustică a Academiei R.P.R.

Acustica modernă are numeroase domenii şi preocupări : acustica fizică, acustica fiziologică, acustica moleculară, acustica sălilor de spectacol, electroacustica, ultraacustica, combaterea zgomotului şi vibraţiilor etc. Pentru tematica simpozionului au fost alese domeniile ultraacusticii, electroacusticii şi combaterea zgomotului şi vibraţiilor, acestea avînd o deosebită importanţă pentru introducerea tehnicii noi în producţie şi pentru îmbunătăţirea condiţiilor de muncă şi de trai al oamenilor muncii.

Este binecunoscut că ultrasunetele au variate aplicaţii în diferitele domenii de activitate omenească : fizică, chimie, biologie, medicină, tehnică etc. În tehnică ele sînt folosite la prelucrarea metalelor (tăiere, găurire, şlefuire, lipire etc.), curăţirea suprafeţelor, desprăfuire, defectoscopie, iar în metalurgie se folosesc pentru îmbunătăţirea calităţii metalului topit (degazarea metalului, micşorarea grăunţilor cristalini etc.).

Comunicările din domeniul ultrasunetelor s-au referit, în afară de unele aspecte teoretice (de exemplu, comunicarea ,,Dezvoltarea unei tehnici noi la producerea energiei ultrasonice" de M. Marinescu), şi la o serie de probleme foarte necesare producţiei. Dintre acestea vom cita cîteva. ,,Absorbţia ultrasunetelor, mijloc pentru determinarea rezistenţei betoanelor", de I. Făcăoaru, în care se ajunge la concluzia că metoda preconizată, a absorbţiei ultrasunetelor, poate fi folosită, ca şi metoda măsurărilor de viteză, la determinarea rezistenţei betoanelor. Comunicarea ,,Folosirea undelor ultrasonice pentru controlul structurii fontei maleabile", de Şerban Vladimir şi E. Pop, dovedeşte că adîncimea de pătrundere a undelor ultrasonice poate caracteriza în mod satisfăcător calitatea structurii fontei maleabile, atunci cînd nu este posibil să se constate aceasta prin factorul de atenuare. Metoda prezentată are avantajul că poate fi aplicată pe scară industrială, fiind simplă şi rapidă.

O altă comunicare (Kinschi şi Handel) arată rezultatele experimentale privitoare la determinarea vitezei de propagare şi a coeficientului de atenuare a ultrasunetului în pămînturi de diferite categorii, în scopul controlului calităţii acestora.

Preocupările în domeniul electroacusticii s-au manifestat printr-un referat de ansamblu ,,Stereofonia — o tehnică nouă de captare şi redare a sunetelor", care a scos în relief importanţa acestei metode pentru îmbunătăţirea calităţii captării şi redării sunetelor. Comunicările au prezentat unele dintre realizările valoroase efectuate la noi în ţară. Astfel ,,Sonorizarea pavilionului Expoziţiei economiei naţionale", de Necşulea—Buican — Luca, arată concret care au fost calea şi metodele folosite pentru a efectua sonorizarea, în condiţii corespunzătoare, a unei săli cu caracteristici neobişnuit de mari (deschidere 100 m, volum 300 000 m^3, capacitate 11 000 persoane), în aşa fel încît a permis ţinerea, în pavilionul Expoziţiei naţionale, a sesiunii Marii Adunări Naţionale consacrate terminării colectivizării agriculturii. Alte comunicări s-au referit la unele probleme privitoare la îmbunătăţirea audiţiilor stereofonice prin mărirea suprafeţei de audiţie, metodă folosită la redarea stereofonică a sunetelor în sala Palatului R.P.R.

În ceea ce priveşte combaterea zgomotului şi vibraţiilor, după prezentarea unui referat de ansamblu (N. Wegener) privitor la ,,Sursele zgomotului provocat de instalaţiile din clădiri şi metode pentru combaterea lor", au fost prezentate o serie de comunicări cu specific medical şi tehnic. Astfel comunicările : ,,Modificările funcţionale ale organismului muncitorilor determinate de vibraţiile locale", colectiv prof. dr. Cadariu, şi ,,Cercetări cu privire la influenţa zgomotului şi trepidaţiilor asupra organismului în industrie", colectiv dr. Barhad, au adus o contribuţie importantă la cunoaşterea acţiunilor nocive ale zgomotului şi vibraţiilor asupra muncitorilor şi, ca urmare, a măsurilor ce trebuie luate pentru îmbunătăţirea condiţiilor lor de lucru.

Comunicarea ,,Unele consideraţii asupra eficacităţii tratamentului acustic în insonorizarea localurilor zgomotoase", M. Grumăzescu, pune la îndemîna acusticienilor şi constructorilor o metodă expeditivă de calcul pentru stabilirea condiţiilor optime pentru insonorizarea localurilor zgomotoase. Alte cercetări arată că folosirea rezonatoarelor, constituite din plăci de lemn aglomerat, cu cavităţi interioare, reprezintă o soluţie favorabilă din punct de vedere acustic, care are şi avantajul de a fi ieftine şi uşor de montat la locul de utilizare.

Comunicarea ,,Unele aspecte privind proiectul de norme C.A.E.R., privitor la izolarea fonică a clădirilor" a scos în relief importanţa din ce în ce mai mare pe care a căpătat-o în ultimul timp protecţia fonică a clădirilor de toate categoriile faţă de sursele de zgomot ale diverselor agregate şi maşini. S-au prezentat comparativ prevederile STAS 6 160—60 şi proiectul de norme C.A.E.R.

În cadrul simpozionului au fost, de asemenea, prezentate două dări de seamă privitoare la cele două congrese internaţionale de acustică care au avut loc în anul 1962, la care au participat şi delegaţi ai ţării noastre : al IV-lea Congres internaţional de acustică de la Copenhaga din august 1962 (la care au participat 1 100 specialişti din 34 de ţări, ţinîndu-se 324 comunicări), şi simpozionul internaţional de ultraacustică de la Bratislava (unde s-au prezentat 40 comunicări), cu rezultate importante pentru industrie.

Din comunicările şi referatele prezentate la simpozionul organizat de către Comisia de acustică a Academiei R.P.R., precum şi din numeroasele discuţii ce au avut loc cu această ocazie, rezultă o serie de concluzii importante referitoare la rolul acusticii în tehnica nouă şi la orientarea cercetărilor în domeniul acusticii.

Dezvoltarea deosebită pe care a luat-o acustica în ultimele decenii a făcut ca aceasta să se transforme dintr-un capitol al fizicii într-o ştiinţă şi tehnică dintre cele mai complexe şi cu foarte multe ramuri, întinzîndu-se de la domeniul infrasunetelor pînă la domeniul hipersunetelor, cu lungimi de undă comparabile cu acelea ale vibraţiilor luminoase.

În prezent, metodele acustice devin metode de bază în diferite procese tehnologice de producţie, datorită uşurinţei lor de aplicare, precum şi eficienţei acestora. Nu se mai poate concepe astăzi tehnica nouă fără folosirea acusticii.

De asemenea, s-a reliefat necesitatea adîncirii studierii problemelor fundamentale din domeniul ultraacusticii, care are un rol deosebit de important în metalurgie şi construcţia de maşini, prin crearea unei baze de cercetări adecvate studiului unor astfel de probleme.

Aceasta apare cu atît mai necesar şi mai uşor de realizat, cu cît aparatura nu este prea complicată şi prea costisitoare, iar rezultatele obţinute prin cercetări vor permite îmbunătăţirea calităţii produselor, odată cu micşorarea preţului de cost.

Aurelian Stan

informații

UN APARAT DE MĂSURĂ DE MARE PRECIZIE

La Institutul de construcții de aparate de pe lîngă Academia de Științe a R.D.G. a fost realizat, recent, un aparat care permite să se efectueze măsurători cu o precizie de 0,00002 mm. Construcția aparatului se întemeiază pe principiul inducției electrice. În încăperea în care este instalat aparatul, temperatura aerului trebuie să fie riguros constantă.

Aparatul înregistrează pînă și modificările datorate variațiilor de temperatură ale aerului înconjurător.

UN GIGANT AL METALURGIEI SIBERIENE

În apropiere de orașul Novokuznețk (Siberia) s-a început montarea primului furnal al uzinei metalurgice vest-siberiene, care se construiește aici. Numai un singur furnal al acestei uzine va prelucra în 24 de ore încărcătura de minereu a zeci de garnituri de trenuri.

Noua uzină va fi una dintre cele mai mari întreprinderi ale celei de-a treia baze metalurgice din U.R.S.S., ce se creează pe baza planului de 20 de ani de dezvoltare a economiei naționale a Uniunii Sovietice.

UN RĂZBOI DE ȚESUT FĂRĂ SUVEICĂ

Specialiștii cehoslovaci au realizat un nou tip de război de țesut fără suveică. La acest război, pentru tragerea firelor, tradiționala suveică este înlocuită prin aer. Diferite fibre pot fi țesute de două ori mai repede decît la un război de țesut obișnuit.

ATOMUL ÎN AJUTORUL FURNALIȘTILOR

Specialiștii sovietici au elaborat și experimentat o metodă radiometrică de măsurare fără întrerupere a nivelului încărcăturii furnalului.

Pînă acum, nivelul încărcăturii în furnale se măsura numai cu ajutorul unor sonde mecanice, care erau cufundate în adîncul cuptorului.

Noul sistem permite măsurarea nivelului în patru puncte, cu ajutorul unor receptoare cu raze gama, amplasate în pereții gurii de încărcare a cuptorului.

Datorită faptului că razele gama sînt absorbite de încărcătură, cu ajutorul unor mecanisme, receptoarele marchează nivelul superior al încărcăturii, unde razele gama, provenite de la o sursă aflată deasupra, nimeresc ușor în receptoare. Ca urmare a aplicării acestei metode, greutatea specifică a cocsului se reduce cu 1,5% iar productivitatea cuptorului crește cu 2%.

FOLOSIREA MATERIALELOR PLASTICE ÎN INDUSTRIE

Datorită marilor eficiențe economice, în U.R.S.S. materialele plastice sînt utilizate pe scară tot mai mare în ramurile importante ale economiei naționale (industria construcțiilor de mașini, electrotehnică, radiotehnică, producția de țevi, industria materialelor de construcții etc.).

Din cantitatea totală de materiale plastice utilizate în industria construcțiilor de mașini, peste 50% vor fi întrebuințate la construcția mașinilor electrice (inclusiv producția de cabluri); 13–14%, în industria constructoare de automobile, mașini agricole și tractoare; circa 8%, în construcția de aparate; 7%, pentru echipamentul tehnic; 4%, la construcția de mașini chimice; 3%, în construcția mașinilor-unelte și 12%, în celelalte ramuri.

În ce privește industria electrotehnică și radiotehnică, toate materialele care sînt fabricate astăzi din materii prime naturale vor putea fi înlocuite cu bune rezultate cu materiale plastice și cauciuc.

În anii ce vin, producția de țevi din materiale plastice necesare agriculturii și construcțiilor va căpăta o mare dezvoltare.

Eficiența producției de materiale plastice constă în faptul că greutatea țevilor fabricate din materiale plastice este de 4–5 ori mai mică decît aceea a țevilor fabricate din metale, primele fiind, totodată, mai trainice și mai rezistente.

În viitorii 20 de ani, în industria Uniunii Sovietice se vor produce anual aproape 1 000 000 t de țevi din materiale plastice, ceea ce echivalează cu 4 000 000 – 5 000 000 t de țevi fabricate din metal.

REALIZĂRI ÎN DIRECȚIA MECANIZĂRII ȘI AUTOMATIZĂRII PRODUCȚIEI DE TRACTOARE ȘI MAȘINI AGRICOLE

În ultimii doi ani, Institutul de cercetări științifice în domeniul industriei construcției de tractoare și mașini agricole din Uniunea Sovietică a obținut realizări însemnate cu privire la perfecționarea proceselor tehnologice și la mecanizarea și automatizarea producției de tractoare și mașini agricole.

La 60 de uzine constructoare de mașini agricole și tractoare au fost introduse peste 70 de lucrări avînd la bază noua tehnologie, cum și 13 linii automate complexe și producții automatizate.

Lucrătorii institutului au pus, de asemenea, la punct lucrările pentru construirea uzinei automate de lanțuri de bucșe pentru role din orașul Krasnodar, uzină care a intrat în funcțiune.

A fost elaborată o nouă metodă de tratament al cilindrilor hidraulici — metoda de deformare plastică. Prin aplicarea acestei metode se realizează creșterea rezistenței la uzură a cilindrilor, tratamentul termic este eliminat, iar volumul de muncă mecanică se reduce simțitor.

De asemenea, a fost elaborată tehnologia pentru fabricarea segmenților de piston din oțel, a fost creat și a fost introdus la uzina din Stavropol un complex de utilaj automat cu o înaltă productivitate, care asigură, anual, fabricarea a 6 milioane de garnituri de segmenți pentru motoarele D–54. O altă metodă elaborată este aceea a fabricării centrifugale de miezuri pentru motoarele de tractor. Pe baza acestei metode a fost construită o mașină tip carusel, care produce pe oră 180 de miezuri. Mașina este deservită de un singur muncitor.

Pentru confecționarea roților dințate, în locul vălțuirii a fost utilizată metoda de forjare radială. Cu ajutorul acestui procedeu a fost construită o mașină specială la uzina „Dinamo", care asigură o importantă economie de metal (30–40%) și reduce volumul de muncă necesară tratamentului mecanic. Au fost depuse eforturi serioase în direcția soluționării unor probleme legate de complexitatea operațiilor tratamentului termic, o problemă principală în tratamentul termic al pieselor de schimb fiind eliminarea sau reducerea la minimum a deformării acestora. Unele piese, ca, de pildă, discurile de la mașinile de semănat, se deformează în timpul proceselor de încălzire și de călire. Astăzi uzinele fabrică aceste discuri fără ca să se aplice tratamentul termic, ceea ce are drept consecință scăderea rezistenței și reducerea calității lor în exploatare. În urma unor cercetări efectuate în cadrul institutului a fost elaborat un nou procedeu tehnologic de călire, utilizîndu-se curenți de înaltă frecvență.

În anul 1962, numai pentru lucrările date în exploatare, institutul a pus la îndemîna a 650 de întreprinderi constructoare de mașini documentarea tehnică privind tehnologia și utilajul tehnologic.

MAȘINĂ DE SUDAT PRIN TERMOCOMPRESIUNE

De curînd, în Republica Socialistă Cehoslovacă, în cadrul Institutului de cercetări științifice „Alex. Popov" din Praga, a fost realizată o mașină de sudat prin termocompresiune, pentru sudarea sîrmelor cu o grosime de 10–15 μ, adică mai subțiri decît un fir de păr.

Pentru realizarea preciziei maxime la lipirea sîrmei, ca de exemplu la semiconductoare, procesul de sudare, de la început și pînă la sfîrșit, este urmărit pe ecranul unui televizor.

Acest nou tip de mașină de sudat prezintă o deosebită importanță pentru întreprinderile cehoslovace, care se pregătesc pentru trecerea la producția în masă a pieselor de microtehnică, bazată pe semiconductoare.

UN NOU TIP DE COMBINĂ PENTRU RECOLTAREA CARTOFILOR

În Republica Democrată Germană, în raionul Herzberg, a fost experimentat cu bune rezultate noul tip de combină pentru recoltarea cartofilor „NE–675/1". Noua combină, în locul sitelor-panglică de fier (scuturători de vergele de fier), este prevăzută cu site-panglică confecționate din cauciuc. Pe lîngă acestea, combina are cuțite-disc rotative.

Sitele-panglică de cauciuc și cuțiteie rotative prezintă avantajul că pot fi adoptate la tipurile obținute de combina pentru recoltarea cartofilor. Pînă acum, sitele-panglică folosite se uzau, în medie, după efectuarea unor lucrări pe o suprafață de 15 ha, și în consecință nu mai puteau să fie întrebuințate. Noua combină, prevăzută cu sitele-panglică confecționate din cauciuc a efectuat pînă în prezent lucrări pe o suprafață de 50 ha, fără ca să fie nevoie de înlocuirea noilor piese.

Pe lîngă faptul că sînt elastice, acestea sînt indicate pentru terenurile pietroase.

FURNALE AUTOMATIZATE

În R.S.S. Ucraineană, în orașul Dnepropetrovsk, la uzinele „Petrovski", a fost terminată automatizarea a patru mari furnale. La fiecare furnal au fost instalate peste 600 de aparate pneumatice și electrice, cu ajutorul cărora sînt reglați parametrii de funcționare a instalațiilor pentru preîncălzirea aerului, care înainte nu se pretau la dirijare. În special automatele întrețin temperatura maximă a aerului insuflat, fapt care permite debitarea în furnale a aerului încălzit pînă la temperatura de 1 000°C.

Datorită utilizării tehnicii înaintate, producția de fontă a crescut la fiecare furnal cu 3%, a fost redus consumul de cocs, realizîndu-se, anual, economii în valoare de 700 000 ruble.

La baza automatizării furnalelor a stat o schemă originală elaborată de specialiști din R.S.S. Ucraineană. În prezent, această schemă a fost adoptată pentru toate furnalele din Uniunea Sovietică.

FABRICĂ DE RULMENȚI AUTOMATIZATĂ ÎN ÎNTREGIME

În Republica Democrată Germană, la uzina de rulmenți din Lichtenberg, a fost dată în funcțiune o linie de producție în flux complet automatizată, prima de acest fel în această țară. Prin introducerea liniei automatizate, productivitatea muncii a crescut cu 300%.

La începutul liniei în flux, barele de oțel sînt introdnse în strungurile automate, iar la sfîrșitul liniei un automat eliberează, unul după altul, rulmenții gata ambalați în hîrtie.

Strunjitul, găuritul, călirea, șlefuirea, montarea diferitelor piese componente, spălarea, presarea și controlul calității, ca și transportul pieselor componente, se desfășoară complet automatizat.

Toate automatele care au fost necesare pentru construirea acestei linii în flux au fost proiectate și realizate în Republica Democrată Germană.

MAȘINĂ AUTOMATĂ PENTRU SPĂLAREA NUTREȚURILOR

În R.S.F.S.R., la Vologda, a fost construită o nouă mașină pentru mecanizarea unor lucrări privitoare la prepararea nutrețurilor. Mașina, denumită ZSK-2, are greutatea unei case de fier, spală și opărește în mod automat 1800 kg amestecuri de nutreț, sau poate să amestece, fără opărire, 3 000 kg furaje pe oră.

CARGOU DE 5 000 t

În Republica Populară Bulgaria, industria constructoare de nave cunoaște o mare dezvoltare. Astfel, de exemplu, constructorii de la șantierele navale din Varna au terminat construcția primului cargou cu o capacitate de 5 000 t. La baza construcției cargoului au stat proiectele constructorilor bulgari.

Noul vas are lungimea de 114 m, lățimea de 15 m și dezvoltă o viteză de 15 mile pe oră. Cargoul poate să navigheze fără întrerupere 20 de zile și 20 de nopți. Primul cargou de 5 000 t construit în R. P. Bulgaria poartă numele „Sofia".

INJECTAREA DIRECTĂ A AȘCHIILOR DE FONTĂ ÎN CUBILOU

Pentru injectarea directă a așchiilor de fontă nebrichetate în cubilou a fost construit un injector special, în care așchiile depozitate într-un buncăr se alimentează printr-o conductă. Un regulator determină deschiderea unei supape la intervale și pe o durată dinainte stabilite; prin această supapă se injectează, în zona de topire a cubiloului, o masă de circa 4,5 kg de așchii, antrenate de un curent de aer comprimat la 6,3–8,4 kgf/cm². Cu acest injector se pot injecta așchii în proporție de pînă la 10% din încărcătura metalică a cubiloului.

Dacă se urmărește să se obțină o proporție mai mare de 10% din întreaga încărcătură metalică, este necesar un plus de cocs, constatîndu-se o scădere a conținutului de siliciu din fonta topită. Adăugarea de fero-siliciu pentru restabilirea conținutului de siliciu din fontă este justificată din punct de vedere economic, deoarece cheltuiala pentru acest adaos este acoperită de economia realizată prin folosirea așchiilor de fontă din uzina proprie, în locul fontei vechi cumpărate.

VALORIFICAREA AȘCHIEI METALICE

La Institutul de cercetări pentru construcția de mașini și metalurgia prelucrătoare din Sofia au fost elaborate două metode noi de valorificare a așchiei metalice. Pe baza uneia dintre metode, așchia este presată și încălzită într-un mediu de sticlă incandescentă, iar apoi folosită la confecționarea pieselor. Aceste piese au o durată de funcționare mai lungă decît cele executate din oțel obișnuit. Cealaltă metodă prevede încărcarea așchiei cu sticlă incandescentă direct în cuptor. Metalul se topește și se scurge pe fundul cuptorului, fiind gata pentru turnarea diverselor piese.

Revista Revistelor

Liteinoe proizvodstvo nr. 9/1962. *D. P. Ivanov* — Despre factorii primari ai formării structurii și proprietăților fontei; *I. L. Kurbatski* și colab. — Producerea pieselor din fontă de înaltă rezistență; *V. D. Toporov* — Calculul sistemului de turnare, pentru piese turnate din aliaje de magneziu; *N. P. Prihalski* — Turnarea cilindrului ciocanului de matrițare; *B. D. Hahalin* și colab. — Indicii tehnico-economici ai producției de tuburi turnate din fontă și oțel; *L. G. Saksonov* și colab. — Încălzirea exotermică a maselotelor lingotierelor pentru lingouri de oțel aliat; *O. M. Krijanovski* și colab. — Automatizarea turnării fontei lichide; *A. S. Poliakov* — Semiautomat pentru tăierea bavurilor palelor de turbină turnate: *S. I. Cetveruhin* — Uscătoare tip cameră pentru forme și miezuri; *K. A. Sobolev* — Rame de turnare sudate din laminate profilate; *A. S. Mekler* și colab. — Proiectarea și folosirea semnalizatoarelor electronice de nivel pentru sectorul de preparare a amestecurilor în turnătorii; *V. A. Bogacikin* și *A. S. Fomia* — Folosirea clapelor-diafragmă cu dirijare pneumatică la distribuitorul de aer Du-25; *K. I. Vascenko* și *S. P. Doroșenko* — Despre legătura dintre aderența și piesa turnată; *N. G. Intiakov* — Despre problema calculului maselotelor pentru alimentarea pieselor turnate fasonate; *R. L. Snejnoi* și *Z. G. Titenski* — Despre teoria procesului de grafitizare a fontei albe; *V. E. Neimark* și colab — Influența modificatorilor și a incluziunilor insolubile la cristalizarea bismutului și zincului în domeniul vibrațiilor elastice; *N. A. Kogan* și *A. A. Semionov* — Fluiditatea aliajelor ternare de tipul Pb–Sb–Sn; *I. N. Malinocika* — Despre stratul periferic de perlită în fontele feritice.

Fonderie nr. 199/1962. J. *Raquin* şi colab — Aplicarea procedeului de insuflare. T. W. A. a I.R.S.I.D. în lingotiere; *P. Détrez* şi *V. Kuhn* — Azotul în oţelul turnat; Note bibliografice; *C. R. Loper* şi *R. W. Heine* — Formarea grafitului în timpul solidificării fontei. Grafit lamelar, sferoidal, film, şirag şi grafit compact; Schimb de experienţă; Obţinerea pieselor din fontă cu crustă dură în forme încălzite; Sistemul de aspiraţie la amestecătoarele centrifugale tip 115 — 116; Metodă îmbunătăţită pentru determinarea fluidităţii; Cuptor electric cu conveior pentru uscarea probelor din amestec de miez; Modificarea fontei maleabile cu acid boric; Mecanizarea îndepărtării resturilor de cocs şi fontă de sub cubilou; Determinarea rapidă a umidităţii amestecurilor de formare; Reconstruirea sectorului de topire într-o turnătorie; O nouă marcă de oţel refractar.

Giesserei nr. 18/1962. *R. Wlodawer* — Despre chestiunea absorbţiei hidrogenului şi oxigenului prin pereţii formei şi efectul său asupra formării porozităţii în piese de oţel turnat; *F. Roll* — Despre influenţarea grafitizării în fontele maleabile turnate; *P. Tobias* — Temperatura de reacţie a cocsului ca măsură a aprecierii topirii în cubilou.

Giesserei nr. 19/1962. *H. M. Loeschbart* — Procedee de curăţire economică a pieselor turnate sub presiune; *K. Schmidt* — Erori caracteristice în calculul fontelor turnate sub presiune; *C. van de Weteringh* — Lianţi pentru miezuri executate în cutii de miez încălzite; *H. Eppstein* — Protejarea superficială a modelelor mari cu foi de material plastic.

B.C.I.R.A. nr. 5/1962. *H. H. Collins* — Coroziunea grafitică a fontelor; *J. G. Humphreys* — Carbură fier-siliciu; *K E. L. Nicholas* şi *W. R. Roberts* — Nisip carbonic. Aprecierea unui nou material de formare pentru piese turnate; *J. W. Boyes* — Influenţa conţinutului de mangan şi sulf în crusta albă şi pestriţă; *H. H. Collins* şi *A. G. Fuller* — Măsurarea prin aprecierea judecăţii omului; *H. Green* — Determinarea zirconiului în fonte; *J. M. Greenhill* şi *R. L Carden* — Duritatea suprafeţei şi structura uneltelor de presare din fontă; *C. T. Moore* şi colab. — Influenţa parametrilor turnării asupra ruperilor interioare produse la cald; *H. T. Angus* — Utilizarea fontei la maşinile cu ardere internă.

Fonderia nr. 8/1962. *G. Storace* — Coroziunea pieselor turnate; Cuptoare pentru turnătorie; Lianţi răşinoşi, inconvenientele derivate din folosirea lor; Fontă maleabilă perlitică; Sisteme de alimentare pentru piese turnate gravitaţional în cochile; Topirea în cubilou; Păstrarea modelelor de turnare; Producerea pieselor prin presare; Elaborarea în cubilouri obişnuite a fontelor rezistente; Piese turnate din aliaje de aramă cu o înaltă conductivitate; O maşină automată pentru piese mici turnate în cochile.

Öntöde nr. 9/1962. *S. Tunder şi H. Hohle* — Folosirea oalelor basculante; *J. Toth* — Anomalii la transformarea eutectoidă a fontelor cenuşii; *Gy. Szende* şi colab. — Cîteva probleme despre dezvoltarea producţiei de piese turnate din metale neferoase în Ungaria; *A. Buzansky* — Studierea turnării metalelor uşoare în vid; *I. Bàràny* — Cîteva probleme nerezolvate privind organizarea turnătoriilor; *B. Tomas* şi *J. Imre* — Studierea producerii pistoanelor din metale uşoare în Uniunea Sovietică.

Stal nr. 8/1962. *V. M. Zudin* şi colab. — Obţinerea aglomeratelor selectate şi folosirea lor în topirile de furnal; *A. A. Ganici* şi colab. — O nouă schemă de alegere şi cîntărire a încărcăturii furnalelor mari; *A. P. Iacobson* — Producerea aglomeratului la fabrica de aglomerare din Magnitogorsk; *A. M. Stefanovici* şi colab. — Efectul reductor al gazelor în cuva furnalului; *N. H. Nicolski* — Omogenizarea minereului de fier la zăcămîntul de la Magnitogorsk; *I. S. Sitov* — Dezvoltarea îmbogăţirii minereului de fier la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk; *I. N. Lobov* şi colab. — Regimul caloric optim de lucru al suflantelor de la furnale; *V. F. Agapov* şi colab. — Folosirea aglomeratelor autofondante din minereuri sulfuroase în cuptorul Martin; *F. D. Voronov* şi colab. — Funcţionarea cuptoarelor Martin de la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk cu gaz metan; *I. A. Goncearevski* şi colab. — Funcţionarea cuptoarelor Martin mari cu capete, cu un canal; *F. D. Voronov* şi colab. — Proiectarea tehnologică a pieselor turnate şi studierea calităţii lingourilor de oţel necalmat 21 T; *V. N. Selivanov* — Studierea solidificării lingourilor de oţel necalmat 21 T; *F. D. Voronov* şi colab. — Elaborarea oţelului semicalmat St. 3. sc. în cuptoare Martin la Combinatul Metalurgic din Magnitogorsk; Noi lucrări de cercetare; *I. I. Tarnovski* şi colab. — Laminarea lingourilor la slabingul 1150; *S. P. Antonov* şi colab. — Îmbunătăţirea calităţii suprafeţei metalului care se laminează din lingouri mari; *G. A. Medvedev* şi colab. — Influenţa tehnologiei de laminare la cald asupra proprietăţilor tablelor pentru ambutisare adîncă; *V. A. Sokolov* şi *A. M. Uzienko* — Mărirea durabilităţii cilindrilor de sprijin ai laminoarelor cvarto; *I. B. Furman* — Introducerea unui nou calibraj al oţelului cornier la laminoarele de profile 300 de la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk; *M. I. Kolov* şi colab. — Influenţa măsurării grăuntelui asupra proprietăţilor magnetice ale oţelului de transformator laminat la rece; *F. D. Riatcikov* şi colab. — Accelerarea răcirii tablelor de oţel în cuptoare închise cu gaze; *L. Z. Leşinski* şi *A. X. Levterov* — Mecanizarea proceselor de producţie la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk; *A. A. Karpov* şi colab. — Experienţa exploatării puţurilor recuperatoare de încălzire la slabingul 1150 de la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk; *N. I. Ivanov* şi colab. — Dispozitive experimentale pentru cercetarea mersului termic al cuptoarelor; *S. E. Husid* şi *V. V. Kojevnikov* — Folosirea tehnicii calculatorii la Combinatul metalurgic Magnitogorsk; *S. P. Krîlov* — Organizarea transportului pe calea ferată la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk.

Stahl und Eisen nr. 19/1962. *H. Garbe* şi *G. Brandes* — Exploatarea instalaţiilor moderne de aglomerare; *H. Neuhaus* şi colab. — Posibilitatea unei desulfurări în fază gazoasă prin rafinarea oţelului cu oxigen; *W. Peter* şi *H. Spitzer* — Încercări de topire sub vid a aliajelor de oţel în cuptor cu arc electric; *H. Siepmann* şi colab. — Proprietăţile mecanice ale oţelurilor de cementare turnate; *H. Stollenwerk* — Producerea de zgure de furnal de diferite granulaţii cu ajutorul greblei racloare a tractorului cu şenile.

Izvestia vîsşih ucebnîh zavedenii. Ciornaia metalurghia nr. 7/1962. *B. G. Lebedev* şi *V. A. Leviţki* — Reductibilitatea şi stabilitatea termodinamică a ortosilicaţilor metalelor feroase ternare; *S. K. Ciucimarev* şi colab. — Cinetica oxidării sulfului din zgură cu ajutorul oxigenului; *P. P. Arşentev* şi colab. — Despre posibilităţile îndepărtării arseniului la rafinarea fontei de Kerci într-un cuptor rotativ experimental; *L. G. Korolev* şi *A. N. Morozov* — Dizolvarea azotului în aliajele lichide de fier cu vanadiu; *A. N. Pohvisnev* şi colab. — Caracteristicile metalurgice ale minereurilor feroase de la zăcămîntul din Asuan; *I. L. Goldstein* — Despre problema reductibilităţii aglomeratului; *V. I. Loghinov* — Topirea feromanganului în furnale; *G. D. Surghicev* şi colab. — Controlul topirii martin după compoziţia produselor arderii; *B. I. Zaiakin* şi colab. — Segregarea sulfului în lingourile mari de oţel necalmat; *I, G. Gurevici* — Influenţa retopirii asupra impurificării oţelului cu nitruri de titan; *I. A. Tumarev* şi colab. — Desulfurarea oţelului prin insuflarea lui cu reagenţi pulverulenţi; *A. A. Iaskevici* şi *A. M. Samarin* — Influenţa azotului şi borului asupra proprietăţilor oţelului austenitic inoxidabil; *V. P. Poluhin* şi *Jeleznov*. Influenţa mărimii diametrului cilindrului de lucru asupra eficacităţii funcţionării unui laminor cvarto pentru laminarea la rece a tablei subţiri; *I. M. Pavlov* şi colab. — Despre neuniformitatea deformării la laminarea bimetalelor; *G. E. Arculis* — Problema comprimării plastice a corpurilor în straturi de masă variabilă; *F. P. Mihalenko* şi *B. N. Bobrînia* — Studierea pocesului de tocire a muchiilor cuţitului de la foarfecele de tăiere; *A. N. Silici* — Dinamica foarfecelor pentru tăiere la cald; *G. A. Grigoriev* şi *D. K. Belaşcenko* — Deplasarea electrică a impurităţilor de nichel în metalele topite; *B. A. Samarin* şi colab. — Studierea transformărilor fazice ale aliajului din aluminiu, prin metoda determinării constantei lui Holla; *G. K. Malteva* şi *V. S. Postnikov* — Influenţa tratamentului termic asupra caracterului dependenţei termice a tensiunilor interne la bronzurile de beriliu; *O. M. Cerebaţkaia* şi *V. A. Ciuvilova* — Influenţa amestecului inhibitorilor anodici asupra potenţialului de electrod al oţelurilor; *I. A. Vaşnin* şi colab. — Influenţa încălzirii prin inducţie asupra proprietăţilor mecanice ale produselor de descompunere ale austenitei subrăcite; *I. N. Malinocika* — Caracterul microsegregaţiei siliciului în oţeluri şi fonte; *G. N. Epstein* — Cîteva rînduri despre folosirea statisticii matematice pentrn rezolvarea problemelor de metalurgie fizică; *I. S. Ghinţburg* — Evaluarea rezistenţei de lungă durată a metalului pentru piesele de legătură ale unor instalaţii energetice staţionare; *M. A. Glinkov* şi *A. L. Serohvostov* — Mecanica gazelor în spaţiul de lucru al cuptoarelor de topit oţel la mişcarea în curent liniar şi circular; *V. I. Mitkalinti* şi colab. — Aerodinamica cuptoarelor Martin de mare capacitate.

Journal of the iron and steel institute nr. 9. *J. G. Smith* şi *T. P. Miles* — Producţia totală de fontă şi oţel în industria britanică în 1950—60; *J. Taylor* — Formarea zgurei în furnale; *M. G. H. Wells* şi *D. R. F. West* — Efectul tensiunilor de alungire aplicate asupra formării martensitei în tr-un oţel slab aliat; *R. M. Holt* şi *O. P. Nicholson* — Studiu asupra formării fazei γ şi a metastabilităţii într-un oţel inoxidabil austenitic stabilizat; *W. C. Leslie* şi *A. S. Keh* — Studiul prin transmisie electronică a îmbătrînirii fierului; *P. H. Scholes* şi *D. V. Smith* — Metodă pentru determinarea calorimetrică a Al din fonte şi oţeluri; *W. Dobrucki* — Cercetare asupra procesului de tragere la cald a ţevilor prin matriţă cu utilizarea unor modele.

Archiv für das Eisenhüttenwesen nr. 8/1962. — *H. Neuhaus* şi colab. — Desulfurarea în fază gazoasă în procedeul de afinare cu oxigen; *M. Hansen* — Aerisirea naturală a halelor industriale; *Th. Kraus* — Determinarea rapidă a conţinutului de oxigen al oţelului după procedeul topirii sub vid foarte înaintat; *A. Steinen* şi *W. Schmidt* — Influenţa unei deformări la rece asupra dependenţei dintre duritate şi forţa de încercare prin măsurare cu diferite corpuri penetrante; *A. Kochendörfer* — Proprietăţile de rezistenţă şi deformare a oţelurilor de scule supuse la solicitări de flexiune şi tor siune; *U. Heubner* — Îmbătrînirea a trei aliaje de fier şi influenţa sa asupra procesului de deformare în timpul încercării de tracţiune; *H. Wiegand* şi *M. Doruk* — Influenţa carbonului şi molibdenului asupra procesului de separare, şi în special asupra formării fazelor intermetalice, în oţelurile austenitice de crom-nichel; *M. Hempel* şi *E. Hillnhagen* — Încercări de rezistenţă de lungă durată asupra titanului pur.

Revue de Métallurgie nr. 7 — 8/1962. *A. Roederer* — Mersul forţat cu un procentaj mare de aglomerat de minereu din Lorena; *R. Tournant* şi *A. Boyer* — Reacţii chimice în cocs la 1500°C; *G. Husson* — Contribuţii la studiul zgurelor Martin bazice. Bazicitatea şi puterea de oxidare; *M. Toitot* şi colab. — Studiul influenţei elementelor de adaos asupra proprietăţilor magnetice ale oţelurilor forjate; *C. Bridoux* şi *G. Fischer* — Sudarea tolelor subţiri de oţel inoxidabil 18—8 în vederea izolării elementelor radioactive; *A. Mercier* şi *J. Hochmann* — Influenţa conţinuturilor foarte scăzute de bor asupra rezistenţei la fluaj a oţelurilor ce derivă din tipul 18—8; *M. Caron* şi colab. — Studiul electrochimic al decapării tolelor de oţel inoxidabil austenitic.

Les mémoires scientifiques de la Revue de métallurgie nr. 7—8/1962. *M. Grumbach* şi *G. Pomey* — Studiul ambutisării tolelor subţiri prin metoda Fukui; *Thauh Do Khac* şi *A. Renouard* — Contribuţii la studiul structurilor de orientare ale produselor laminate şi trase din aliaje uşoare; *W. Siegfried* — Analiza termodinamică a încercărilor de menţinere prelungită sub tensiune; *J. Richard* — Rolul lantanului şi ceriului în purificarea fierului; Studiul reacţiilor cu oxigenul, sulful şi carbonul disolvat.

La metallurgia italiana nr. 7/1962. *V. W. Eldred* — Aspectele metalurgice ale experienţelor, de 5 ani, de iradiere a elementelor combustibile cu uraniu; *M. E. Fitzer* — Dezvoltarea recentă în domeniul reactorilor nucleari; *J. Spreadborough* — Fragilitatea provocată de iradierea elementelor feritice; *J. J. Huet* şi *H. Massaux* — Afinarea grăuntelui şi stabilizarea uraniului prin tratarea termică a aliajului U—Nb—Cr cu concentraţie scăzută; *J. Laniesse* şi colab. — Studiul materialelor nucleare pentru difracţia neutronilor; *R. Colombo* — Progrese recente ale urmărilor folosirii bioxidului de uraniu ca combustibil nuclear; *D Gualandi* şi *T. Jehenson* — Îmbunătăţiri în tehnologia fabricării S.A.P. pentru aplicaţii nucleare; *E. Lazzarini* şi *P. Gerontopulos* — Separarea Cs^{137} şi Sr^{90} dintr-un amestec de produse de topire pentru electroforeză sub hîrtie.

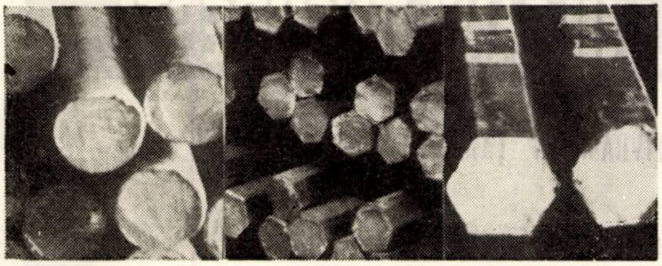
Prace Instytutow Hutniczych nr. 6/1962. *M. Starczewski* — Dependenţa proprietăţilor refractare şi fizice ale materialelor celziene funcţie de conţinutul componentelor de bază şi adaosurilor de fondanţi; *R. Hagel* şi *J. Jonca* — Măsurarea poziţiei cilindrului superior; *J. Spyra* — Rezultatele măsurării preciziei după dimensiunile unor piese sau fabricate ale laminoarelor de profile; *T. Malkiewicz* şi *Z. Bajanski* — Studiul carburilor în oţelurile revenite rapide; *E. Gasior* — Viteza şi mecanismul oxidării oţelului cu crom molibden 10H2M (2 1/2 Cr—1 Mo) în aer; *J. Lassota* — Influenţa prelucrării termice asupra proprietăţilor magnetice ale aliajelor cunife în vederea turnării şi laminării.

Hutnicke Listy nr. 8/1962. *O. Bohuš* — Despre influenţa vitezelor de decarburare asupra calităţii fontelor Martin; *M. Šicha* — Contribuţii la determinarea originei incluziunilor macroscopice în oţel partea II; *F. Labonek* — Influenţa nichelului şi cuprului asupra temperaturilor de transformare, a călibilităţii şi a cantităţii austenitei reziduale în oţelurile călite destinate fabricării rulmenţilor; *S. Černoch* — Dezvoltarea cuptoarelor Pits; *O. Petrzilka* — Cantităţile minime de metal, laminate în trenurile moderne de laminoare; *V. Formanek* şi *Z. Maris* — Examinarea procedeului de răcire într-un lingou de oţel cu Cr—Ni—Mo; *V. Prochazka* — Contribuţii la studiul tensiunii superficiale a sistemului Cu—Pb; *A. Kalidova* — Revenirea martensitei aliate examinată cu metoda dilatometrică; *J. Čadek* şi colab. — Precipitarea carburilor în oţeluri aliate, partea I; Precipitarea carburilor în timpul revenirii oţelurilor cu Cr—Mo; *A. Fiala* — Cunoştinţe obţinute în timpul tratamentului industrial sub vid al oţelurilor în afara cuptorului de topire.

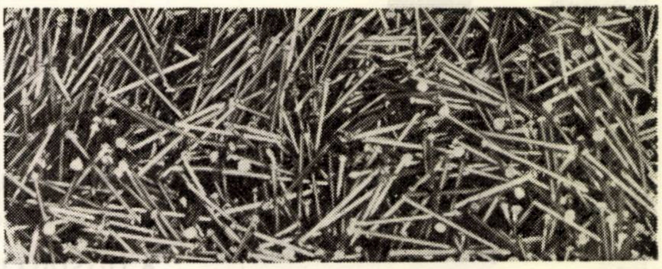
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

Revista ,,Metalurgia şi Construcţia de Maşini", organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi administraţia, Bucureşti str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon: 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: Publicaţiile Tehnice M.M.C.M. — cont 071149 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi: 100 lei **anual**; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri; lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Intreprinderea Poligrafică nr. 2, str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 3707

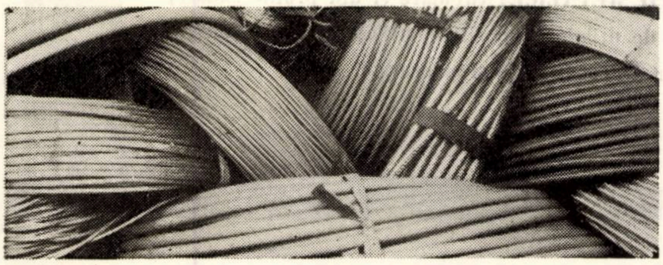
PRODUSE METALURGICE



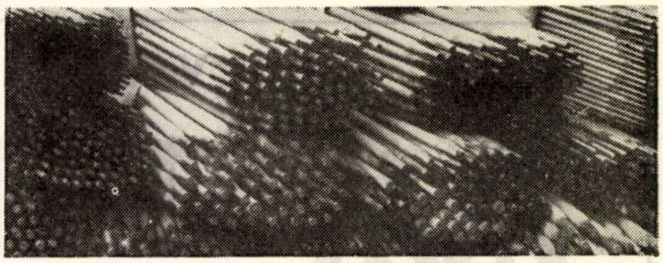
Laminate • profile ușoare și mijlocii din oțeluri de carbon și aliate, de construcții, de scule și speciale.
Bare trase • rotunde, dreptunghiulare, pătrate și hexagonale din oțeluri carbon, de calitate și aliate.



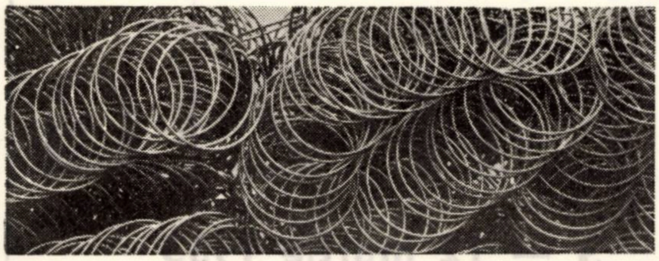
Cuie • de construcție, tapițerie și țintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru și alamă pentru scopuri speciale.



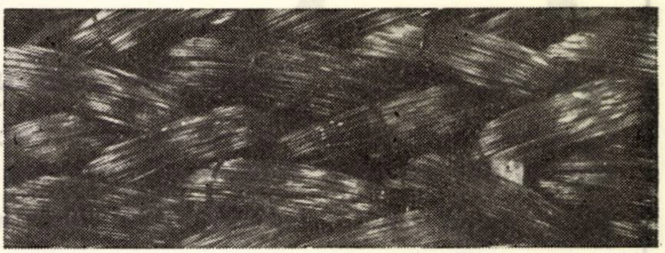
Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase și bumbac.
Conducte și cabluri electrice izolate în cauciuc și PCV • **Bandă izolatoare.**



Electrozi de sudură • înveliți, pentru sudură electrică, de diferite calități, pentru sudarea oțelurilor de construcții obișnuite, greu sudabile, rezistente la uzură și fonte.



Arcuri de tapițerie • arcuri spirale din sîrmă de oțel cuprată • arcuri plate pentru scaune.



Sîrme trase feroase • din oțeluri carbon și aliate și din oțel moale pentru diferite întrebuințări.
Sîrme trase neferoase • din cupru, și din alamă.
Sîrme zincate • din oțel, pentru transport de energie electrică, funii de tracțiune și taloane.

INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA TURZII ● STR. MALINOVSKI Nr. 133 ● TELEFON: 2, 9, 14 și 32 ● REG. CLUJ

Din programul de fabricaţie al

UZINEI „VULCAN" BUCUREŞTI

EXECUTĂM ŞI LIVRĂM ÎN ŢARĂ ŞI STRĂINĂTATE

- **CAZANE DE ABUR CU DEBITE:** 6,5—120 t/h şi presiuni de 8 — 140 kgf/cm² pentru toţi combustibilii indigeni ◆ Cazane recuperatoare de căldură tip KU-40 şi US-2,6 ◆ Cazane de apă fierbinte pentru termoficare pînă la 100 Gkal ◆ Cazane „Vuia" de 1 şi 3 t/h, automatizate.
- **UTILAJ CHIMIC:** Decantoare, rezervoare cilindrice, coloane cu diferite utilizări etc.
- **CONSTRUCŢII METALICE:** tubulare şi din profile sudate, modernizări de utilaje, dispozitive, utilaje pentru industria materialelor de construcţie şi siderurgie.
- **UTILAJ PETROLIER:** Unităţi de pompare, cu pompe cu piston duplex şi triplex ◆ Separatoare de gaze şi ţiţei, cu presiuni de 8—70 kgf/cm².

VIZITAŢI

TÎRGUL
DE LA
LEIPZIG

3 — 12 martie 1963

Loc de întîlnire mondială pentru dezvoltarea comerţului exterior

O largă gamă de produse din toate ramurile tehnicii moderne şi ale industriei de larg consum expuse de participanţi din 60 de ţări.

Centru de informaţii pentru zeci de mii de tehnicieni şi specialişti din toate ţările socialiste.

Cereţi legitimaţii pentru Tîrg şi informaţii de la
CAMERA DE COMERŢ A REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
Bucureşti, Bulevardul N. Bălcescu nr. 22

MINISTERUL METALURGIEI
ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI
ŞI CNIT

• *Editează revistele:*

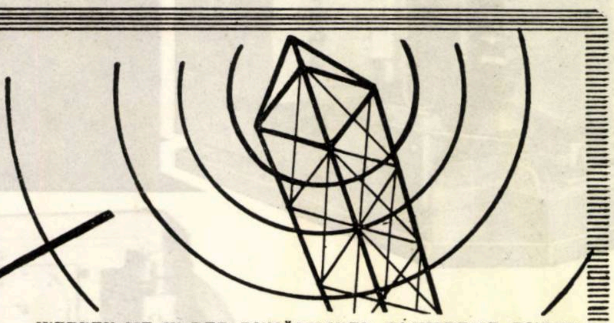
metalurgia şi construcţia de maşini
ELECTROTEHNICA
Automatica şi Electronica

FOR ADVERTISEMENTS IN RUMANIAN PERIODICALS APPLY TO

PUBLICOM

Modern, efficient advertising on the Rumanian market in full progress of economic development

RUMANIAN PUBLICITY AGENCY
BUCHAREST, RUMANIA — B-DUL N. BĂLCESCU No. 22 — TEL.: 14.75.35

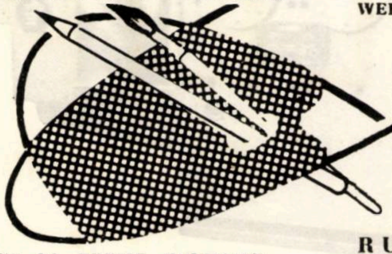


WERBEN SIE IN DER RUMÄNISCHEN FACHPRESSE DURCH

PUBLICOM

Moderne und wirksame Reklame auf dem aufstrebenden rumänischen Markt

RUMÄNISCHE WERBEAGENTUR
BUKAREST, RUMANIEN — B-DUL N. BĂLCESCU 22 — FERNRUF: 14.75.35



FAITES VOTRE PUBLICITÉ DANS LA PRESSE ROUMAINE DE SPÉCIALITÉ EN VOUS ADRESSANT À

PUBLICOM

Réclame moderne, frappante, efficace, s'adressant au marché roumain en pleine évolution économique

AGENCE ROUMAINE DE PUBLICITE
BUCAREST, ROUMANIE — B-DUL N. BĂLCESCO No. 22 — TEL. 14.75.35

Toate felurile de mașini și instalații tehnologice pentru formarea la rece fără așchie, semicaldă și la cald, a suruburilor, piulițelor, niturilor și a pieselor similare. Prese la rece în mai multe trepte

Boltmaster Nutmaster

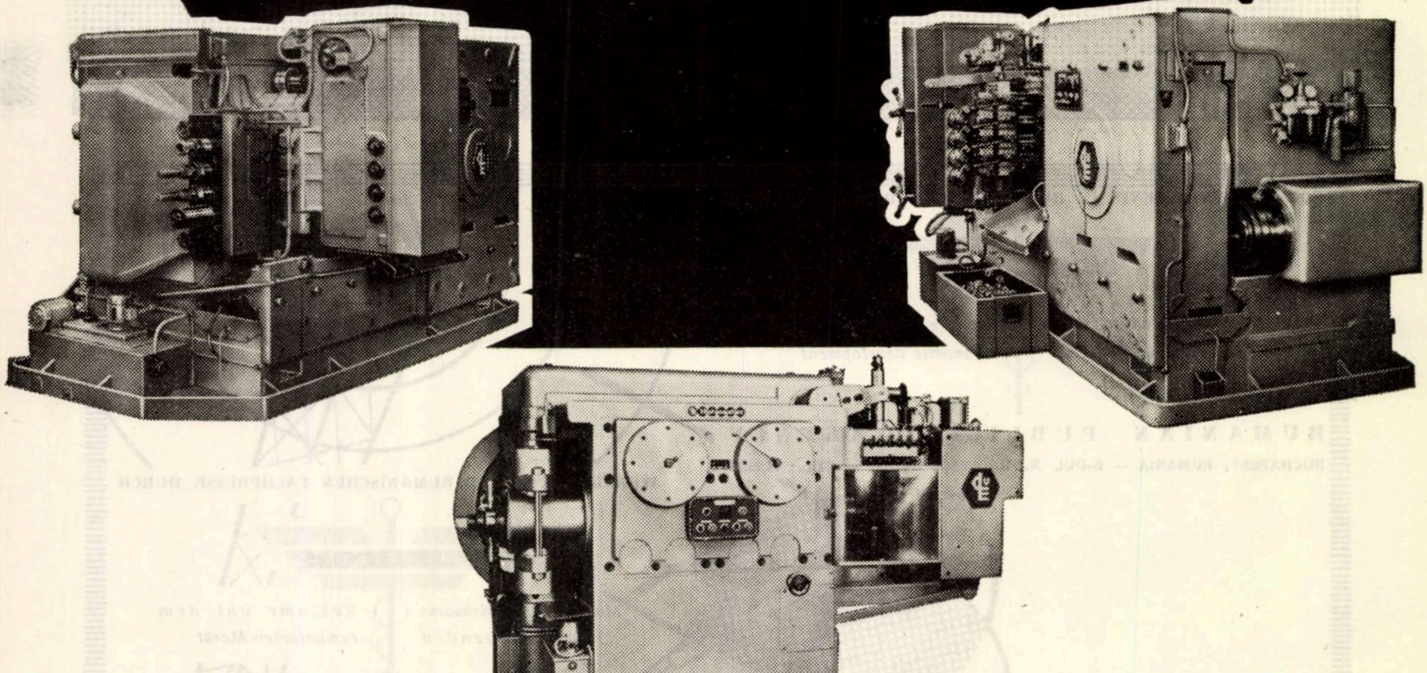
pentru prelucrarea sîrmei de 5–35 mm diametru. Prese de forjare automate în mai multe trepte

Hotmaster

pentru producția de piulițe și piese forjate pînă la maximum 100 mm diametru exterior ca: inele de rulmenți, semifabricate de roți dințate, nipluri și flanse oarbe pentru instalații de încălzire și multe alte piese concave.

●

Din 1888 produce mașini pentru prelucrarea prin deformare.



MASCHINENFABRIK PELTZER & EHLERS

KREFELD · WEST-DEUTSCHLAND · TELEFON 50161 · TELEX 0853874

MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

ДК 669.15'28–198

А. Триандаф и *Ф. Олару*: **К вопросу получения ферромолибдена из румынских молибденовых концентратов.**

В статье освещены результаты полученные при обработке местных молибденовых концентратов с различным содержанием MoS_2 (60—85%) в целях получения ферромолибдена, необходимо для изготовления легированных сталей, с применением метода кремнетермического восстановления.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) № 1, стр. 1–9

ДК 669.112.227.33

Т. Думитреску, *К. Ионеску* и *М. Солаколу*: **К вопросу изучения процесса изотермического преобразования аустенита в области Ar''.**

В статье приводятся некоторые результаты полученные в связи с кинетикой преобразования аустенита в области Ar'' и с образованием и микрографическими характеристиками компонентов в той же области. С помощью дилатометрии изучалось преобразование аустенита в бейнит, применительно к двум углеродным и двум легированным сталям. В результате проведенных экспериментальных работ отмечено, что между механизмом образования нисшего и высшего бейнита имеется существенное различие. Вместе с тем отмечено, что в области бейнита можно выделить два типа феррита.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) № 1, стр. 9–18

ДК 669.131.8 : 620.179.16

Е. Поп и *В. Шербан*: **Контроль структуры ковкого чугуна с помощью ультразвуков.**

В целях разработки недеструктивного метода контроля структуры ковкого чугуна, было отлито 32 образца из белого чугуна, подвергнутые различной термообработке для получения разных структур, мало отличающихся между собой по ковкости. На этих образцах были испытаны два контрольных метода с помощью ультразвука, с применением дефектоскопа марки Сименс-Гальске II (частота = 2,5 Мгц).

Метод измерения коэффициента затухания не дал исчерпывающих результатов. Ожидаемые результаты были получены с помощью метода измерения глубины проникновения: наименьшей глубиной проникновения (0,700 м отличается ферритовая структура, причем ее значение повышается с ростом содержания перлита до 1,275 м (перлитоферритовая структура). Глубже предела 1,375 м появляется твердый компонент: Ледебурит, область колебания глубины проникновения которого охватывается диапазоном 1,375—4,850 м.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), № 1, стр. 18–21

ДК 621.357.7–791

Э. Грюнвальд: **Контроль гальванических ванн с помощью ячейки Гулля.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) № 1, стр. 21–24

Машиностроение

ДК 621.434.1.018

И. Ч. Ленин: **Скоростная внешняя характеристика автомобильного карбюраторного двигателя.**

Рассматриваются термо-газодинамические потери в условиях полностью открытого клапана в карбюраторном двигателе, причем приводится способ расчета для установления внешней характеристики двигателя этой конструкции.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), № 1, стр. 26–45

ДК 621.43 :413.164

К. Арама: **Некоторые вопросы терминологии двигателей внутреннего сгорания.**

Анализируется терминология, применяемая для ряда основных понятий в области двигателей внутреннего сгорания. Вносится ряд предложений, в основу которых положено упрощение и унификация терминологии.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), № 1, стр. 45–51

ДК 621.431.052

Б. Грюнвальд и *Т. Дудаш*: **Некоторые вопросы экономичности двигателей с наддудом с помощью турбовоздуходувки.**

В статье рассматриваются изменения термодинамического к.п.д. в двигателе с наддувом в зависимости от коэффициента сжатия, коэффициента повышения давлений и коэффициента предварительной декомпрессии, зная, что первые два коэффициента ограничиваются минимальными значениями, а последний существенно увеличивается сравнительно с двигателем нормального питания.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), № 1. стр. 51–54

ДК 621.001.13

А. Селештяну: **Оптимальные параметры в машиностроении.**

Применение целесообразных параметров в промышленности может дать существенную экономию. Оптимальные значения являются результатом противоречивых эффектов, вызванных изменениями того или иного параметра.

Для примера выбраны различные области применения: редукторы, крпвошипный механизм, турбомашины, теплообменники, транспортные машины, обработка резанием.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), № 1, стр. 54–59

ДК 621.7; 621.:338.063.43

Р. Сусан: **Соображения относительно расходов по амортизации оборудования.**

В статье приводится ряд предложений, в целях улучшения долей для амортизации оборудования, предусмотренных Постановлением № 555 от 23 декабря 1950 г., а также рассматривается зависимость амортизационных долей от коэффициента загрузки оборудования.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), № 1, стр. 60–62

ДК 621.91.07.025.11

З. Дука: **Аналитическое решение геометрии формовочного инструмента.**

Анализируется геометрия рабочих углов лезвий со сложными формами и дается точное расчетное аналитическое решение конструктивных углов для проектирования инструмента.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), № 1, р стр. 62–70

ДК 631.3 : 621.791.7

И. Василе: **Электроклёпка применяемая в конструкции сельскохозяйственных машин.**

Описывается внедрение способа электроклепки в конструкцию сельскохозяйственных машин; освещается процесс электроклепки, описывается необходимое оборудование и проведенные испытания, а также отмечается экономичность процесса.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) № 1, стр. 71–76

Новаторство — изобретательство	77–78
Документация	78–89
Рецензии	89–91
Хроника	92
Информации	93–94
Обзор журналов	94–96

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

DK 669.15'28–198

A. Triandaf und *F. Olaru* : **Beiträge zur Gewinnung des Ferromolybdäns aus einheimischen Molybdänkonzentraten.**

Im Aufsatz werden die Ergebnisse dargelegt, die bei der Aufbereitung der einheimischen Molybdänkonzentrate mit schwankendem MoS_2-Gehalt (60–85 %) in der Gewinnung des Ferromolybdäns für Stahllegierungen erzielt werden im Falle das silikothermische Reduktionsverfahren angewandt würde.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 1–9

DK 669.112.227.33

T. Dumitrescu, *C. Ionescu* und *M. Solacolu* : **Beiträge zur Kenntnis des Prozesses einer isothermen Umwandlung des Austenits im Ar''–Bereich.**

Im Aufsatz wird ein Teil der Ergebnisse im Zusammenhang mit der Kinetik der Umwandlung des Austenits im Ar''-Bereich, mit der Bildung und den mikrographischen Kenndaten der Bestandteile in diesem Bereich dargelegt. Die Umwandlung des Austenits in Bainit auf dilatometrischem Weg wird am zwei Karbon-und zwei legierten Stählen studiert. Auf Grund der Versuchsarbeiten konnte festgestellt werden dass zwischen dem Bildungsprozess des gemeinen und des komplexen Bainits ein grosser Unterschied besteht.

Ferner wurde festgestellt, dass im Bereich des Bainits zwei Ferrittypen abgesondert werden können.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 9–18

DK 669.131.8 : 620.179.16

E. Pop und *V. Şerban* : **Die Prüfung der Struktur des weissen Roheisens durch Ultraschall.**

Um ein zerstörungsfreies Verfahren zur Prüfung der Struktur des Schmiedeeisens zu entwickeln, wurden 32 Probeblöcke aus weissem Roheisen gegossen. Diese wurden einer verschiedenartigen Wärmebehandlung unterworfen, um verschiedene Verformungsstrukturen von geringer Abweichung zu erzielen. Die Probestücke wurden nach zwei Ultraschallverfahren mit Hilfe des Siemens-Halske Defektoskopes II (Frequenz = 2,5 MHz) geprüft. Das Messverfahren des Dämpfungsfaktors hat keine entsprechende Ergebnisse gezeitigt. Durch das Messverfahren der Durchdringstiefe wurden die erwarteten Ergebnisse erzielt. Die geringste Durchdringungstiefe (0,700 m) weist eine Ferritstruktur auf und ihr Wert wächst zugleich mit dem aussteigendem Gehalt an Perlit bis auf 1,275 m (Perlit-Ferritstruktur). Jenseits der 1,375 m-Grenze erscheint das feste Gefüge in das Ledeburit, wo das Schwankungsbereich der Durchdringungstiefe die Skala 1,375–4,850 m erfasst.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 18–21

DK 621.357.7–791

E. Grünnwald : **Die Überwachung der galvanischen Bäder mit Hilfe der Hull-Zelle.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 21–24

Maschinenbau

DK 621.434.1.018

I. M. Lenin : **Die äusserlichen Charakteristik bei Motoren mit Vergaser.**

Es werden die thermischen und dynamischen Gasverluste im Falle vollkommen geöffnetes Verschlusses bei Motor mit Vergaser untersucht und die Bestimmungsweise durch Berechnung der äusseren Charakteristik für diesem Motor dargelegt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 26–45

DK 621.43 : 413.164

C. Aramă : **Einige Begriffs-probleme bei Verbrennungskraftmotoren.**

Die für einige Grundbegriffe im Bereich der Verbrennungskraftmotoren angewandte Terminologie wird analysiert. Auf Grund der Vereinfachung und notwendigen Vereinheitlichung dieser Terminologie werden einige Vorschläge unterbreitet.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 45–51

DK 621.431.052

B. Grünnwald und *Tr. Dudaş* : **Einige Aspekte der Wirtschaftlichkeit der Turboaufladen Verbrennungskraftomotoren.**

Im Aufsatz wird die Art und Weise untersucht wie sich der thermodynamische Wirkungsgrad bei einem zusätzlich aufladenen Motor im Verhältnis zum Druckanstieg und im Verhältnis zur vorausgegangenen Entspannung verändert, wobei davon ausgegangen wird, dass die beiden ersten Verhältnisse sich auf Mindestwerte beschränken und das letzte Verhältnis im Vergleich zum normal gespeisten Motor ansteigt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 51–54

DK 621.001.13

A. Seleşteanu : **Optimale Werte im Maschinenbau.**

Die Anwendung der rationellen Parameter kann zu bedeutenden Einsparungan in der Industrie führen. Die optimalen Werte erscheinen als das Ergebnis der entgegengesetzten Folgen, die durch die Veränderung eines Parameters eingetreten sind. Die Anwendungbeispiele sind aus verschiedenen Bereichen gewählt : Reduktoren, Antriebsmaschinen, Strömungsmaschinen, Wärmeaustauscher, Fahrzeuge, Spannmaschinen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 54–59

DK 621.7 : 621.9 : 338.063.43

R. Susan : **Betrachtungen über die Tilgungskosten der Ausrüstung.**

Im Aufsatz werden einige Vorschläge zur Verbesserung der Tilgungsquoten der Ausrüstung, die im Dekret N.555 vom 23.Dez.1953 vorgesehen sind wie auch die Abhängigkeit der Tilgungsquoten von Belastungskoeffizienten der Ausrüstung dargelegt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 60–62

DK 621.91.07.025.11

Z. Duca : **Die analytische Lösung der Geometrie der Formwerkzeuge.**

Es wird die Schwankung der aktiven Winkel bei komplexen Schneideflächen analysiert und die analytische Lösung zur genauen Berechnung der Schneidewinkel beim Entwerfen des Werkzeuges angegeben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 62–70

DK 631.3 : 621.791.7

I. Vasile : **Das elektrische Nieten im Bau von Landmaschinen.**

Es wird die Einführung des elektrischen Nietens im Bau von Landmaschinen, das Nietverfahren, die notwendige Ausrüstung und die vorgenommenen Versuche beschrieben wie auch die Wirtschaftlichkeit dieses Verfahrens unterstrichen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963) H. 1, S. 71–76

Erfindungen-Neuerungen	77–78
Dokumentation	78–89
Buchbesprechungen	89–91
Chronik	92
Informationen	93–94
Zeitschriftenschau	94–96

SOMMAIRE

Métallurgie

CD 669.15'28–198

A. Triandaf et *F. Olaru* : **Contributions à l'étude de l'obtention du ferromolybdène par l'utilisation des concentrés indigènes de molybdène.**

On expose les résultats obtenus avec les concentrés indigènes de molybdénite, à teneur variable en Mo S_2 (60–85 %), utilisés pour la préparation du ferromolybdène nécessaire à la production des aciers alliés ; la méthode employée à cette fin a été la réduction silicothermique.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 1–9

CD 669.112.227.33

T. Dumitrescu, *C. Ionescu* et *M. Solacolu* : **Contributions à la connaissance du processus de la transformation isotherme de l'austénite dans le domaine Ar''.**

On présente une partie des résultats obtenus concernant d'une part la cinétique de la transformation de l'austénite dans le domaine Ar'' et d'autre part la formation et les caractéristiques micrographiques des phases constituantes de ce domaine. On a étudié, par voie dilatométrique, la transformation de l'austénite en baïnite pour deux sortes d'aciers doux et deux sortes d'aciers alliés. En s'appuyant sur les expériences effectuées, les auteurs de l'article ont remarqué une différence essentielle entre la formation de la baïnite supérieure et celle de la baïnite inférieure. De même, ils ont observé que, dans le domaine de la baïnite, deux types de ferrite peuvent être séparés.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 9–18

CD 669.131.8 : 620.179.16

E. Pop et *V. Șerban* : **Le contrôle de la structure de la fonte malléable par les ultra-sons.**

Afin de trouver une méthode non-destructive pour contrôler la structure de la fonte malléable, on a coulé 32 épreuves de fonte blanche qui ont été soumises à divers traitements thermiques pour obtenir des structures de malléabilisation peu différenciées entre elles. Sur ces épreuves, deux méthodes de contrôle ultrasonique ont été essayées, en utilisant le défectoscope Siemens Halske II (fréquence de 2,5 MHz).

La méthode de la mesure du facteur d'atténuation n'a pas donné des résultats concluants. La seconde méthode, celle du mesurage de la profondeur de pénétration, a conduit aux résultats prévus : la structure ferritique a la profondeur de pénétration la plus petite (0,700 m), et sa valeur croît, avec l'augmentation de la teneur en perlite, jusqu'à 1,275 m (structure perlitoferritique). Au delà de la limite de 1,375 m, l'élément dur, la lédéburite, apparaît ; sa profondeur de pénétration varie de 1,375 à 4,850 m.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 18–21

CD 621.357.7–791

E. Grünwald : **Le contrôle des bains galvaniques par la cellule Hull.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 21–24

Construction de machines

CD 621.434.1.018

I. M. Lenin : **La caractéristique externe des moteurs à carburateur.**

On étudie les pertes thermo-gazo-dynamiques du moteur à carburateur, quand l'obturateur est complètement ouvert, et on précise la manière d'établir par le calcul la caractéristique externe du moteur.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 26–45

CD 621.43 : 413.164

C. Aramă : **Quelques problèmes de la terminologie appliquée aux moteurs à combustion interne.**

On analyse la terminologie utilisée dans le domaine des moteurs à combustion interne. Des propositions sont formulées qui ont pour but de simplifier et d'unifier les termes.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 45–51

CD 621.431.052

B. Grünwald et *Tr. Dudaș* : **Quelques aspects concernant l'efficacité économique des moteurs à turbosoufflante suralimentés.**

Les auteurs examinent la modification du rendement thermodynamique d'un moteur suralimenté en fonction du rapport de compression, du rapport d'augmentation de la pression et du rapport de détente préalable, étant admis que les deux premiers rapports se réduisent aux valeurs minima et le dernier rapport augmente sensiblement en comparaison avec celui du moteur à alimentation normale.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 51–54

CD 621.001.13

A. Seleșteanu : **Les valeurs optima dans la construction de machines.**

Par l'utilisation des paramètres rationnels, des économies importantes dans l'industrie peuvent être réalisées. Les valeurs optima apparaissent comme le résultat des effets contraires provoqués par la variation d'un paramètre.

Les exemples sont choisis dans des domaines différents : réducteurs de vitesse, mécanisme moteur, turbomachines, échangeurs de chaleur, véhicules, enlèvement de copeaux.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 54–59

CD 621.7 : 621.9 : 338.063.43

R. Susan : **Considérations relatives aux cotes d'amortissement de l'outillage.**

On présente des propositions qui visent à l'amélioration des cotes d'amortissement de l'outillage, prévues par le décret 555 du 23 décembre 1953 ; on étudie aussi les cotes d'amortissement en ce qui concerne leur dépendance du coefficient de charge de l'outillage.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 60–62

CD 621 91.07.025.11

Z. Duca : **Solution analytique de la géométrie des outils profilés.**

On examine la variation des angles actifs des tranchants à forme complexe et on indique une méthode analytique de calcul exact des angles.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 62–70

CD 631.3 : 621.791.7

P. Vasile : **Le rivetage électrique appliqué à la construction des machines agricoles.**

On décrit l'introduction de la méthode du rivetage électrique dans la construction des machines agricoles ; on examine le processus de rivetage électrique, l'outillage nécessaire et les essais effectués, ainsi que l'efficacité économique du procédé.

Metalurgia și Construcția de Mașini *15* (1963), no. 1, p. 71–76

Inventions–innovations	77–78
Documentation	78–89
Comptes rendus	89–91
Chronique	92
Informations	93–94
Revue des revues	94–96

CONTENTS

Metallurgy

DC 669.15'28–198

A. Triandaf and *F. Olaru* : **A contribution to the obtention of ferromolybdenum from indigenous molybdenum concentrates.**

The paper presents the results obtained in processing some indigenous molybdenite concentrates differing as to MoS_2 contents (60–85 %) for obtaining the ferromolybdenum required by alloy steels. The silicothermic method was used for this purpose.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 1–9

DC 669.112.227.33

T. Dumitrescu, *C. Ionescu* and *M. Solacolu* : **A contribution to the knowledge of the isothermal transformation of austenite in the Ar″domain.**

This paper presents some of the results connected with the transformation kinetics of austenite in the Ar″ domain and with the formation and micrographic characteristics of constituents in the same domain. The transformation of austenite into bainite by dilatometric way was studied on two carbon steels and two alloy steels. The experimental work carried out revealed an essential difference between the formation mechanisms of superior and inferior bainites. It has also been found that two types of ferrite may be separated in the bainite domain.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 9–18

DC 669.131.8 : 620.179.16

E. Pop and *V. Şerban* : **Controlling the structure of malleable cast iron by means of ultrasounds.**

In order to find a non-destructive method of controlling the structure of malleable cast iron, 32 white pig iron samples were cast and subject to different thermic treatments to obtain different little differentiated malleableising structures. Two control methods based on ultrasounds were applied by using the Siemens Halske II defectoscope (frequency = 2,5 MHz). No conclusive results were obtained by measuring the attenuation factor. Expected results were obtained by measuring the penetration depth : the lowest penetration depth (0,700 m) is peculiar to the ferritic structure, its value increasing with higher perlite contents up to 1 275 m (perlitic-ferritic structure). The hard constituent (ledeburite) occurs beyond the 1 375 threshold varying as to penetration depth from 1 375– 4 850 m.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 18–21

DC 621.357.7–791

E. Grünwald : **The control of galvanising bathes by means of Hull's cell.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 21–24

Machine building

DC 621.434.1.018

I. M. Lenin : **The external speed characteristic of the carburetted engines.**

The author analyses the thermo-gasodynamic losses under wide open throttle conditions in carburetted engines, describing the way of computing their external characteristic.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 25–45

DC 621.43 : 413.164

C. Aramă ; **Some problems concerning the terminology of internal combustion engines.**

Based on the analysis of the terminology used to designate different basic notions relating to internal combustion engines, some suggestions are being made for simplification and unification purposes.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 45–51

DC 621.431.052

B. Grünwald and *Tr. Dudaş* : **Some aspects concerning the economic efficiency of turbo-supercharged engines.**

The paper analyses the changes occurring in the thermodynamic efficiency of turbo-supercharged engines depending on compression ratio, pressure increase ratio and previous expansion ratio seeing that the first two ratios are restricted to minimum values, whereas the last one markedly increases as compared to normally super-charged engines.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 51–54

DC 621.001.13

A. Seleşteanu : **Optimum values in the field of machine building.**

Using rational parameters in industry may result in important savings. The optimum values occurs as a result of opposite effects produced by the variation in a parameter.

The practical examples are selected from different fields : reducers, driving mechanisms, turbomachines, heat exchangers, vehicles, machining by splintering etc.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 54–59

DC 621.7 : 621.9 : 338.063.43

R. Susan : **Some considerations concerning the equipment sinking expenses.**

Some suggestions are made concerning the improvement of sinking quotas established by the Decree nr. 555 of December, 23, 1953. The dependence of sinking quotas on the charging coefficient is also discussed.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 60–62

DC 621.91.07.025.11

Z. Duca : **The analytical solution of the geometry of profiled tools.**

The author analyses the variations in the active angles of complexly shaped edges pointing out the analytical solution required by the accurate calculus of the constructive angles in tool designing.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 62–70

DC 631.3 : 621.791.7

I. Vasile : **The electrical riveting applied to agricultural machine building.**

Several applications of the electrical riveting technique in the field of agricultural machine building are being discussed and a description given of the technological process, equipment required and tests carried out . The economic efficiency of this technique is also analysed.

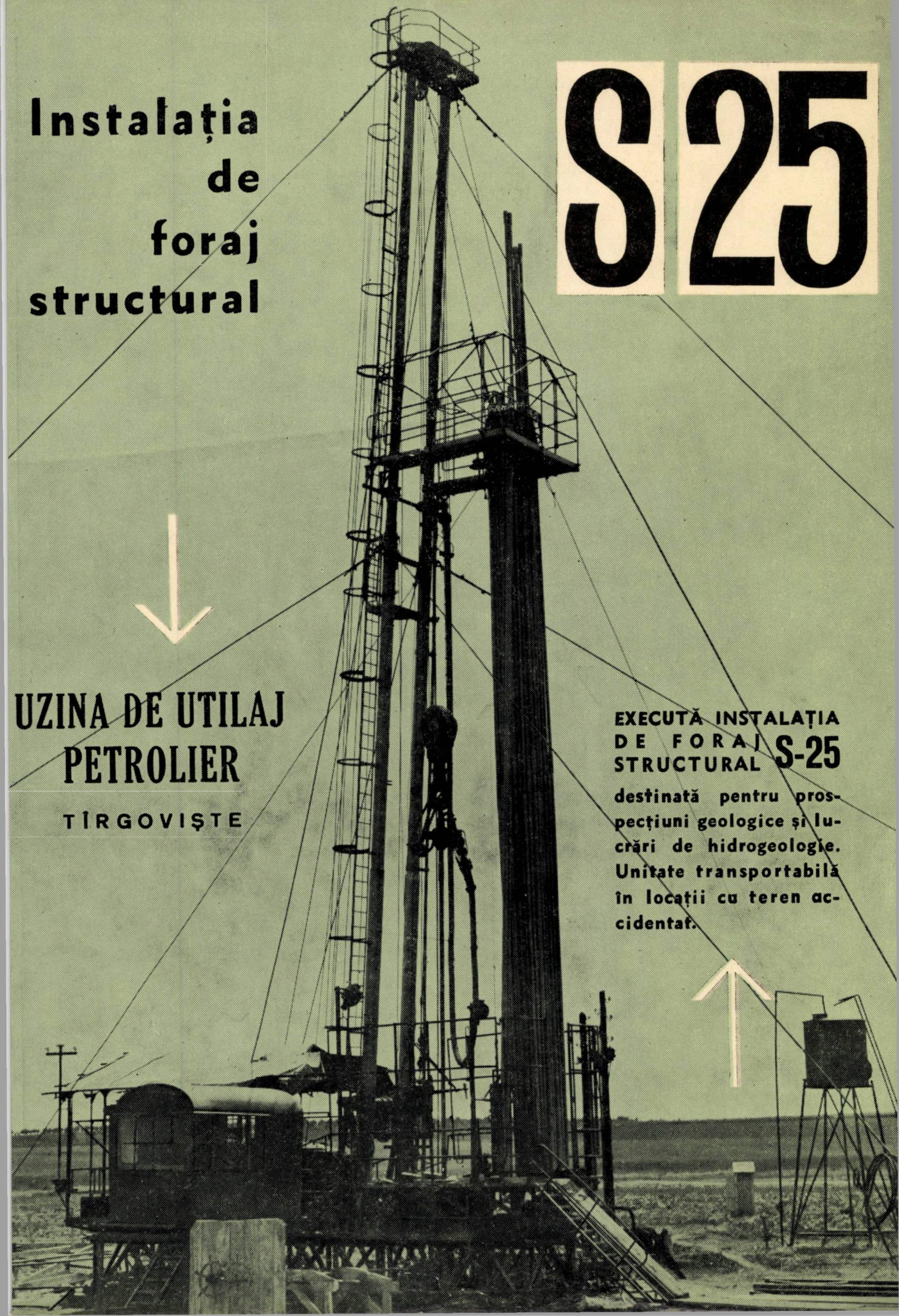
Metalurgia şi Construcţia de Maşini *15* (1963), nr. 1, p. 71–76

Inventions–Innovations 77–78
Documentation 78–89
Reviews 89–91
Chronicle 92
News 93–94
Periodical review 94–96

MŰSZAKI KÖNYVTÁR
1963

Instalația de foraj structural

S 25



UZINA DE UTILAJ PETROLIER

TÎRGOVIȘTE

EXECUTĂ INSTALAȚIA DE FORAJ STRUCTURAL S-25

destinată pentru prospecțiuni geologice și lucrări de hidrogeologie. Unitate transportabilă în locații cu teren accidentat.

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

PRODUCE ȘI LIVREAZĂ:
profile laminate grele, mijlocii și fine, sîrmă, benzi, toată gama de semifabricate din oțeluri carbon și aliate

derivate chimice, apă amoniacală, sulfat de amoniu, sulf, benzen, toluen, xilen, smoală, naftalină...

E 1431

R

REFERAT

metalurgia şi construcţia de maşini

2

DIN CUPRINS:

S. CIOCÎRLIE : Observaţii privind mărirea durabilităţii lingotierelor la Combinatul siderurgic Hunedoara.

M. MARINESCU, C. BRĂTESCU şi GH. ŞTEFĂNESCU : Despre cubiloul cu aer redistribuit.

P. ILIESCU, C. RIZESCU şi V. URSU : Răcirea semifabricatelor forjate din oţeluri crom-nichel-molibden.

P. MARCU, B. VASILESCU, B. CABA şi I. BOCK : Deformarea plastică a aliajelor de aluminiu speciale pentru pistoane.

F. GEORGESCU, I. BURCIOIU : Metalizarea prin pulverizare, procedeu modern de protecţie contra coroziunii metalelor şi de acoperire în vederea alitării.

I. M. LENIN : Postumplerea şi refularea la admisiunea în motoarele rapide.

GH. MANEA : Interdependenţa dintre componenţa structurii şi proprietăţile fizico-mecanice ale materialelor plastice folosite în construcţia organelor de maşini.

D. MAROS : Rectificarea melcilor evolventici.

I. BOBOŞ : Tipizarea roţilor de rulare la maşinile agricole.

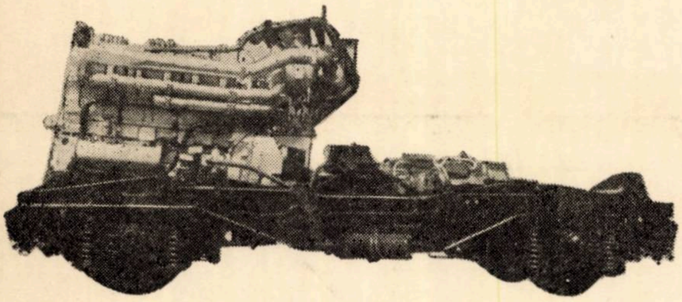
A. STAMBULEANU : Asupra coroziunii de contact la unele ansambluri ale organelor motoarelor termice.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini ★ Bucureşti ★ Anul XV ★ Nr. 2 ★ februarie 1963

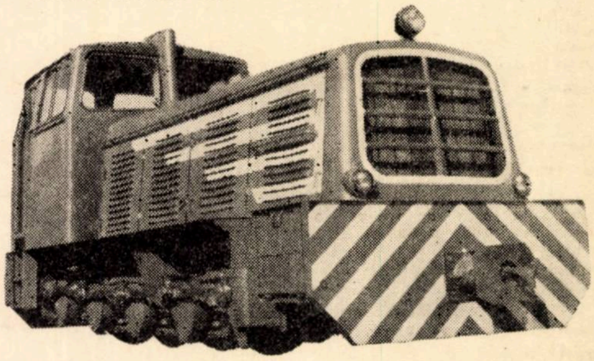
UZINELE 23 AUGUST

BUCURESTI executǎ

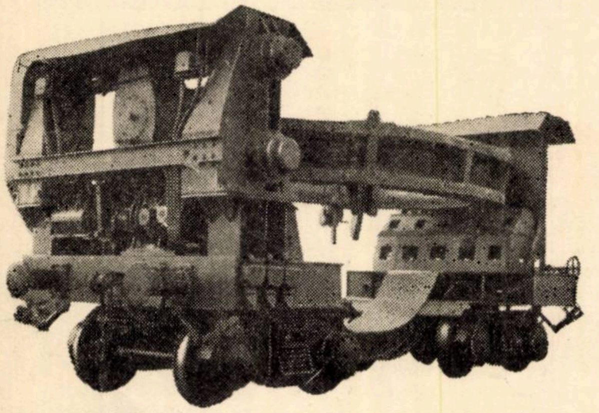
● BOGHIU DE AUTOMOTOR CU ECHIPAMENT DIESEL HIDRAULIC DE 600 CP



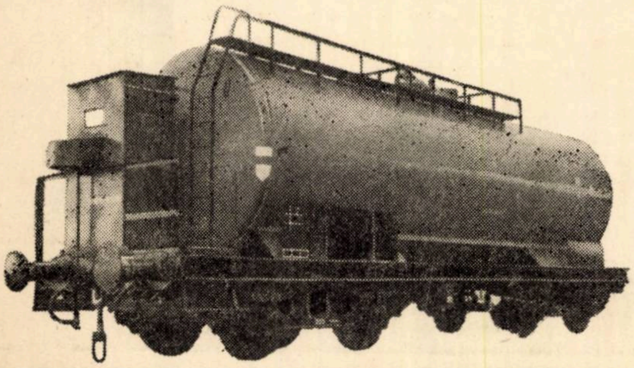
● LOCOMOTIVǍ DIESEL DE 120 CP PENTRU ECARTAMENT DE 760 mm



● VAGON SIDERURGIC PENTRU TRANSPORTUL ZGUREI



● VAGON CISTERNǍ DE 50 t



Agregate şi aparataje pentru industria chimicǎ
Agregate şi utilaje pentru industria siderurgicǎ
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP
Linii de ciment de 800 şi 1 200 t/zi
Material rulant
Locomotive de manevrǎ pentru cale normalǎ
Automotoare de mare vitezǎ şi capacitate
Vagoane cisternǎ de mare capacitate
Vagoane speciale pentru siderurgie
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant

TURNǍTORII ŞI OŢELǍRII

Piese turnate din oţel pînǎ la 25 t/bucatǎ
Piese turnate din oţel manganos
Piese turnate din fontǎ
Piese forjate liber
Piese matriţate
Oţeluri aliate de construcţii
Oţeluri de scule aliate şi rapide

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.
ANUL XV, FEBRUARIE 1963, Nr. 2

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1963

CUPRINS

Metalurgia

CZ 621.746.393 : 669.18.013.5

S. Ciocîrlie : **Mărirea durabilității lingotierelor la Combinatul siderurgic Hunedoara.**

În articol se tratează problema îmbunătățirii consumurilor specifice de lingotiere la Combinatul siderurgic Hunedoara, prin aprofundarea parametrilor constructivi. Se face recalcularea principalilor parametri constructivi după normele U.R.S.S., B.I.S.R.A., T.G.L., Franța și se trag concluziile necesare.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963) nr. 2, p. 97–102

CZ 621.745.343

M. Marincescu, C. Brătescu și *Gh. Ștefănescu* : **Cubiloul cu aer redistribuit.**

Se analizează rezultatele obținute la cubiloul cu aer redistribuit. Se constată că indicele de combustie, arderile de metal și productivitatea cubiloului nu sînt influențate de redistribuirea aerului, ci depind ca și la cubilourile normale de cantitatea și caracteristicile cocsului, ca și de volumul de aer insuflat.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963) nr. 2, p. 102–108

CZ 621.731.44 : 621.785.8

P. Iliescu, C. Rizescu și *V. Ursu* : **Răcirea semifabricatelor forjate din oțeluri crom-nichel-molibden.**

Se analizează regimurile de răcire a semifabricatelor forjate din oțel de construcție Cr-Ni-Mo. Pe baza teoriei hidrogen-structurale a formării fulgilor, se prezintă rezultatele încercărilor de laborator asupra influenței diferitelor regimuri de subrăcire privind stabilitatea austenitei subrăcite. Datele obținute au servit la stabilirea unui nou ciclu de răcire a semifabricatelor din oțel 35MoCN20. Noul ciclu avînd o durată mai scurtă, duce la creșterea productivității gropilor de răcire-

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963) nr. 2, p. 109–113

CZ 669.715 : 621.97.07 : 621.431–242

P. Marcu, B. Vasilescu, M. Caba și *I. Bock* : **Deformarea plastică a aliajelor de aluminiu speciale pentru pistoane.**

Se expun lucrările executate în vederea stabilirii principalilor parametri tehnologici de refulare, extrudare și matrițare a aliajului de aluminiu complex RR59, în scopul obținerii pistoanelor pentru motoare Diesel de mare putere. Se prezintă regimurile de încălzire optime pentru extruziune, refulare și matrițare a pistoanelor.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963) nr. 2, p. 113–117

CZ 621.793.7 : 620.197 669.718.56

F. Georgescu și *I. Burcioiu* : **Metalizarea prin pulverizare, procedeu modern de protecție contra coroziunii metalelor și de acoperire în vederea alitării.**

Se prezintă încercările de metalizare prin pulverizare cu gaz în scopul protecției anticorosive. Între rezultatele obținute se menționează folosirea gazului natural în loc de acetilenă. Se indică tehnologia aplicării procesului de metalizare și folosirea lui la acoperirea pieselor de oțel cu aluminiu în vederea alitării.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963) nr. 2, p. 117–122

CZ 621.74

A. Ionescu și *T. Istvan* : **Folosirea nisipului de zirconiu în amestecurile de formare.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr. 2, p. 122–126

CZ 669.041.82 : 621.365.5

I. Romanciuc : **Dispozitive pentru încărcarea materialelor în cuptorul cu vid.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963) nr. 2, p. 126–127

Construcția de Mașini

CZ 621.431.019.2

I. M. Lenin : **Postumplerea și refularea la admisiunea în motoarele rapide.**

Se descriu procesele particulare care se produc către sfîrșitul procesului de admisiune la motor și se elaborează metoda de calcul al admisiunii ținîndu-se seamă de aceste procese (postumplere și refulare).

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr. 2, p. 128–131

CZ 678 : 621

Gh. Manea : **Interdependența dintre componența structurii și proprietățile fizico-mecanice ale materialelor plastice folosite în construcția organelor de mașini.**

Acest studiu scoate în evidență – calitativ și cantitativ – cîmpul larg de variație a proprietăților fizico-mecanice cu natura materialului plastic, cu structura lui legată de desfășurarea procesului tehnologic, cu adaosurile introduse sau cu folosirea altor materiale, precum și influența diferiților factori, ca temperatura umiditatea, timpul etc.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr. 2, p. 132–140

CZ 621.833.38 : 621.923.4

D. Maros : **Rectificarea melcilor evolventici.**

Se prezintă bazele teoretice și aplicația practică a unei metode de rectificare cu discuri abrazive plane (frontale) a suprafețelor laterale (flancurilor) melcilor evolventici.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr. 2, p. 140–145

CZ 631.3 : 629.114.73.012.3 : 338.041

I. Boboş : **Tipizarea roților de rulare la mașinile agricole.**

Se analizează situația actuală a mașinilor agricole fabricate în țară, din punctul de vedere al roților de rulare, și se propune o tipizare a lor.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr. 2, p. 145–158

CZ 621.43 : 620.193

A. Stambuleanu : **Asupra coroziunii de contact la unele ansambluri ale organelor motoarelor termice.**

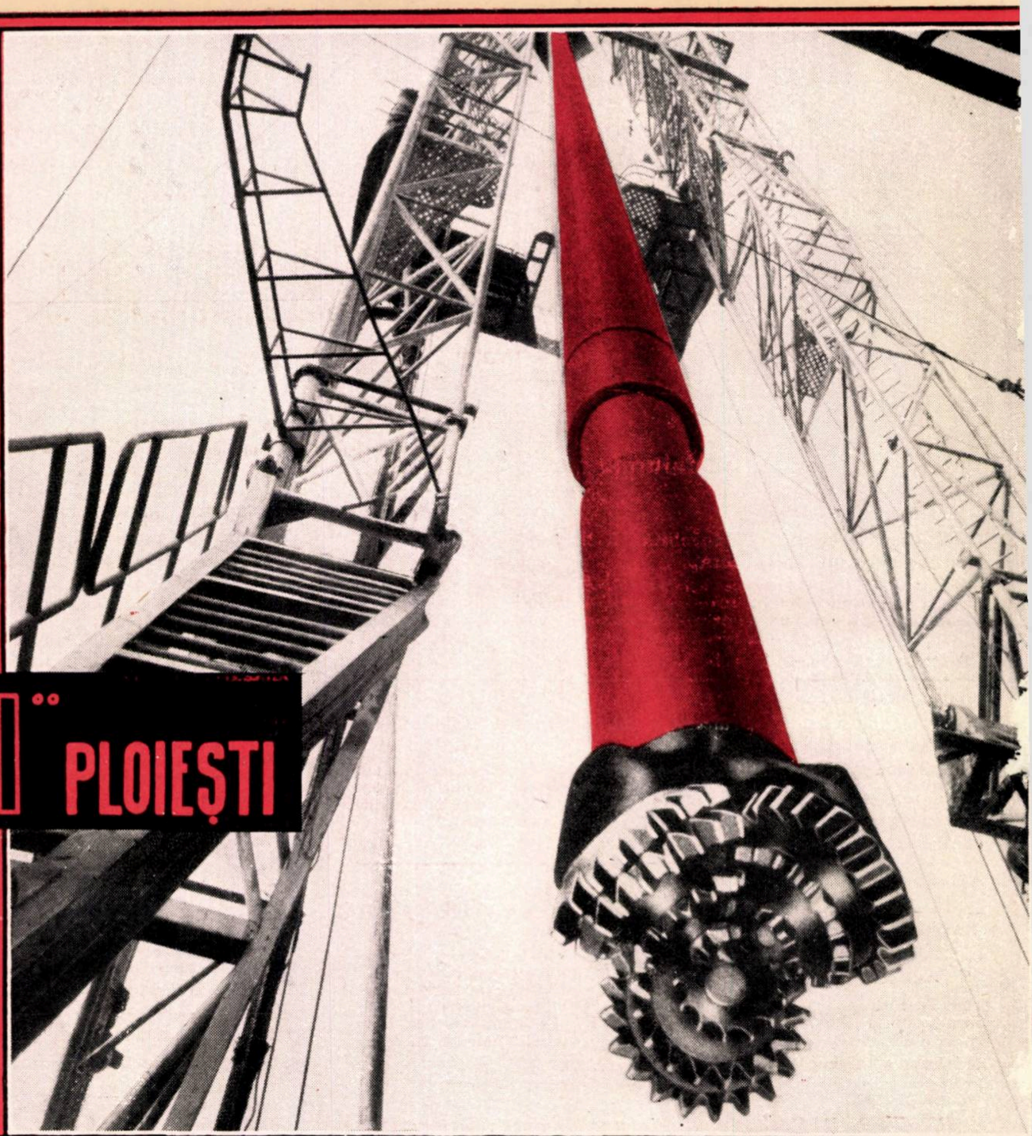
Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr. 2, p. 158–164

Invenții — Inovații 165–167
Documentare 168–178
Recenzii 179–180
Cronică 181–183
Informații 183–185
Revista Revistelor 185–189

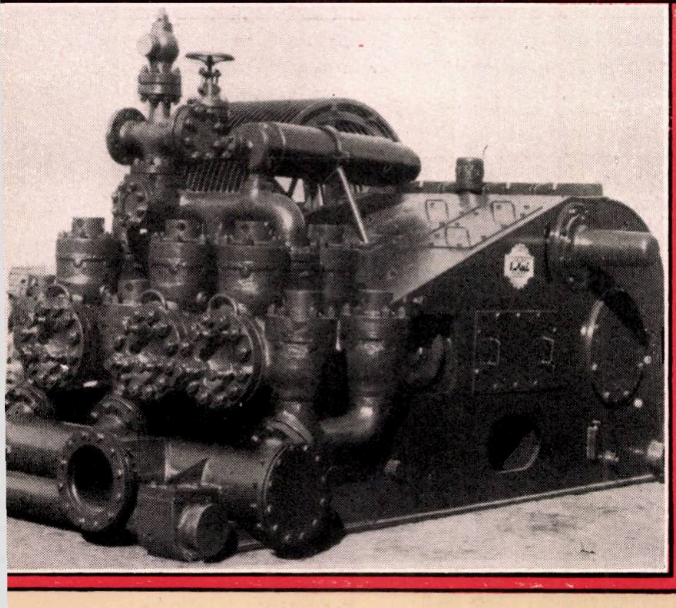
COMITETUL DE REDACȚIE

METALURGIA : Ing. **D. Bărbulescu**; conf. ing. **D. Briscan**; ing. **I. Cazacu**; ing. **I. Cheșa**; ing. **M. Costescu**; ing. **V. David**; ing. **T. Dumitrescu**; prof. ing. **S. Gidea**; ing. **N. Greavu**; ing. **H. Heger**; ing. **I. Hoblea**; ing. **Gh. Ilin**; ing. **R. Miclea**; ing. **Al. Mircea**; ing. **N. Muguleț**; ing. **I. Pavoni**; ing. **H. Pîrvu**; ing. **I. Potoceanu**; ing. **E. Rinea**; ing. **C. Roșca**; ing. **L. Sofroni**. candidat în științe tehnice — redactor responsabil; ing. **Cl. Ștefănescu**; ing. **T. Tecu**; ing. **E. Zetes**
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI : Prof. ing. **C. Aramă** — redactor responsabil; ing. **I. Avram**; ing. **Al. Bitang**; prof. ing. **E. Botez**; ing. **V. Călinescu**; ing. **N. Constantin**; ing. **S. Cunescu**; ing. **G. Diaconescu**; conf. ing. **Z. Duca**; ing. **T. Florea**; ing. **V. Gheleșel**; conf. ing. **B. Horovitz**; ing. **A. Kaflichievici**; ing. **C. Lazăr**; ing. **R. Manoliu**; ing. **I. Marinescu**; prof. ing. **R. Mărdărescu**; ing. **P. Melissaratos**; ing. **Șt. Mladoveanu**; ing. **R. Moțoc**; ing. **I. Petrec**; ing. **Gh. R. Petrescu**; ing. **Gh. Petrescu**; ing. **N. Popescu**; ing. **L. Răduț**; ing. **I. Salcău**; ing. **T. Seceleanu**; ing. **O. Sorian**; prof .dr. ing. **I. Vlădea.**

UTILAJE
PETROLIERE
DE
CEA MAI
BUNĂ
CALITATE
FABRICATE
ŞI
LIVRATE
DE
UZINA
„1 MAI" PLOIEŞTI



• Instalaţie de foraj tip 2DH—75 A pentru adîncimi pînă la 2000 m



• Pompă triplex $7^1/_4'' \times 12''$ tip 3PN—465 M

- Instalaţii de foraj tip 4LD—150 B
- Instalaţii de foraj tip 2DH—75 A
- Turbine de foraj (simple şi duble)
- Prevenitoare de erupţie:
  - — cu acţionare normală
  - — cu acţionare hidraulică
- Agregate de cimentare tip TA—300 M şi AC—400 M
- Sape cu role şi lame

Metalurgia

CZ 621.746.393 : 669.18.013.3

Observații privind mărirea durabilității lingotierelor la Combinatul siderurgic Hunedoara

Ing. SABIN CIOCÎRLIE
Combinatul siderurgic Hunedoara

Mărirea durabilității lingotierelor și accesoriilor este o problemă de primă importanță pentru producția de oțel a Combinatului siderurgic Hunedoara. Consumul de utilaj de turnare reprezintă circa 4—5% din cheltuielile totale pentru producția de oțel Siemens-Martin. O reducere a consumului de utilaj cu numai un kg/t de oțel la nivelul actual de producție a Combinatului reprezintă o economie de circa 3 000 000 lei anual.

Reducerea consumului specific de lingotiere și accesorii prin mărirea durabilității constituie o preocupare de peste zece ani atît a Institutului de cercetări metalurgice, cît și a Combinatului siderurgic Hunedoara. Studiile și experiențele efectuate s-au axat în special pe probleme de fabricație și exploatarea lingotierelor, obținîndu-se unele rezultate pozitive atît la Combinatul siderurgic Hunedoara, cît și la uzina „Victoria" Călan [1], [3].

În paralel cu cercetările Institutului de cercetări metalurgice, un grup de ingineri și tehnicieni de la combinatul siderurgic Hunedoara au tratat această problemă și din punct de vedere constructiv.

Studiile făcute la Combinatul siderurgic Hunedoara în anul 1959, au plecat de la prelucrarea statistică-matematică asupra condițiilor de fabricație și exploatare a lingotierelor.

Astfel, s-a determinat influența unor factori ca: componența încărcăturii cubiloului; pierderea de temperatură a fontei în căldarea de turnare; influența duratei de staționare a formelor neturnate; influența perioadei de detensionare naturală; numărul turnărilor de oțel optim în 24 ore într-o lingotieră.

Succesul obținut prin această metodă l-a constituit elaborarea unor prescripții tehnologice care au permis să se obțină o scădere apreciabilă a consumului de lingotiere, după cum urmează: 1959 — 19 kg/t; 1960 — 16 kg/t; 1961 — 16 kg/t; 1962 (semestrul I) — 15 kg/t.

Stabilirea parametrilor constructivi a rămas însă în continuare preocuparea principală a celor ce se ocupă de problema durabilității lingotierelor.

Proiectarea corectă a formei lingotierei are o importanță deosebită în realizarea unui consum specific cît mai scăzut. Din practica proprie [1], cît și din literatura de specialitate [2] se cunosc numeroase cazuri cînd o lingotieră dimensionată greșit a dus la un consum exagerat sau la o creștere importantă a procesului de rebut al oțelului turnat în lingouri.

Problemele legate de proiectarea lingotierelor nu au fost tratate cu importanța cuvenită. Institutele de proiectări și cercetări, care s-au ocupat de reducerea consumului specific de utilaj de turnare, au abordat problema numai tangențial [1], iar uzinele consumatoare au adoptat cîteva formate vechi, construind cîteva tipuri noi de lingotiere prin analogie cu cele existente la data respectivă în exploatare.

În general, aceste tipuri se caracterizează printr-o greutate mare, provenită dintr-o grosime exagerată a pereților, întărituri la partea superioară și inferioară a lingotierei, de grosimi mari, uneori nejustificate, nervuri, îngroșări etc.

Scăderea consumului specific prin micșorarea greutății lingotierelor a fost abordată pentru prima dată în țara noastră în anul 1957 la Combinatul siderurgic Hunedoara [1]. S-a mers pe linia reducerii grosimii pereților, recalculînd această grosime prin metode moderne de dimensionare și adoptînd unele corecții acolo unde a fost cazul în timpul exploatării loturilor experimentale.

Reproiectarea lingotierelor a fost însoțită și de armarea lor, fapt care a determinat o ridicare suplimentară a durabilității prin întîrzierea apariției sau încetinirea progresării crăpăturilor, motiv de scoatere a majorității lingotierelor din uz [9].

La Combinatul siderurgic Hunedoara se folosesc următoarele tipuri de lingotiere: direct conice, deschise la partea superioară; invers conice, cu fund, pătrate; invers conice, fără fund, dreptunghiulare. Toate lingotierele invers conice au maselotiere separate.

Furnizorii de lingotiere sînt : uzina ,,Victoria'' Călan, Întreprinderea metalurgică Aiud, uzina de fier Vlahiţa.

În oţelării, lingotierele se utilizează în aceleaşi condiţii, indiferent de provenienţă şi s-au obţinut rezultate apropiate pentru acelaşi format.

În articol s-au folosit următoarele notaţii : lingotieră de 3,2 t, înseamnă lingotieră în care se toarnă un lingou de 3,2 t, la fel pentru lingotiera de 4, 6, 7 t etc.; G este greutatea lingotierei, kg; g — greutatea lingoului, kg; $\frac{G}{g}$ — $\frac{\text{greutatea lingotierei}}{\text{greutatea lingoului}}$; l — lungimea lingoului fără maselotă, mm; a — grosimea medie a pereţilor, mm; a_1 — grosimea peretelui în partea superioară a lingotierei, măsurată pe mijlocul laturei, mm; a_2 — grosimea peretelui pe colţ în partea superioară a lingotierei, mm; b_1 — grosimea peretelui în partea inferioară a lingotierei, măsurată pe mijlocul laturei, mm; b_2 — grosimea peretelui pe colţ în partea inferioară a lingotierei, mm; d — grosimea fundului, la lingotierele cu fund, mm; D' — latura medie echivalentă, mm; $\frac{l}{D'}$ — supleţea lingotierei; C — conicitatea, %; D_m — durabilitatea medie exprimată în număr mediu de turnări; C_s — consum specific, kg/t de oţel lingou.

La indicarea unor dimensiuni care se determină prin calcul s-au folosit următoarele formule :

$$D' = \frac{\text{deschiderea interioară la bază} + \text{deschiderea interioară la cap}}{2};$$

pentru lingotierele direct conice:

$$C = \frac{\text{deschiderea interioară la bază} - \text{deschiderea interioară la cap}}{2 \times \text{înălţimea lingotierei}} \times 100;$$

pentru lingotierele invers conice, fără fund :

$$C = \frac{\text{deschiderea interioară la cap} - \text{deschiderea interioară la bază}}{2 \times \text{înălţimea lingotierei}} \times 100;$$

pentru lingotierele invers conice, fără fund :

$$C = \frac{\text{deschiderea interioară la cap} - \text{deschiderea interioară la racordul cu fundul}}{2 \times \text{înălţimea lingoului pînă la racordul cu fundul lingoului}} \times 100.$$

La Combinatul siderurgic Hunedoara se utilizează următoarele formate de lingotiere direct conice : lingotieră de 3,4 t; lingotieră de 6 t; lingotieră de 7 t.

Parametrii constructivi ai acestor lingotiere sînt cei din tabela 1, iar durabilitatea medie şi consumul specific realizat sînt date în tabela 2.

Pentru comparaţie, în tabela 3 se dau cîteva consumuri specifice realizate în ţară şi străinătate cu lingotiere echivalente.

Din datele de mai sus se vede că s-au obţinut rezultate bune cu lingotiere de 3,4 t cu care s-au realizat în ultimul timp consumuri comparabile cu cele obţinute în ţări cu veche tradiţie industrială.

Tabela 1

Nr. crt.	Parametrul	Lingotiera		
		3,4 t	6 t	7 t
1	$\frac{G}{g}$	$\frac{4\,300}{3\,400}=1,23$	$\frac{6\,700}{6\,000}=1,11$	$\frac{8\,000}{7\,000}=1,14$
2	$\frac{1}{D'}$	$\frac{1\,800}{565}=3,19$	$\frac{2\,220}{640}=3,47$	$\frac{2\,220}{685}=3,24$
3	a	130	113	155
4	$\frac{a_2}{a_1}$	$\frac{130}{130}=1,00$	$a_1 = 110$	$\frac{140}{130}=1,08$
5	$\frac{b_2}{b_1}$	$\frac{120}{130}=0,92$	$b_1 = 155$	$\frac{190}{180}=1,06$
6	C	1,75	1,27	2,31

Tabela 2

Lingotiera, t	Durabilitate Consum specific	Anul		Trim. I 1962
		1960	1961	
3,4	D_m	84	99	113
	C_s	16	13,7	12
6	D_m	—	72	—
	C_s	—	15,4	—
7	D_m	—	75	73,5
	C_s	—	15	15,8

Tabela 3

Oţelăriile din :	Sursa	Anul	Greutatea lingotierei G = kg	Greutatea lingoului g = kg	Consumul specific kg/t
Combinatul siderurgic-Reşiţa	[3]	1961	7 000	6 000	14,80
Combinatul siderurgic-Reşiţa	[3]	1961	6 700	6 000	16,98
Anglia	[4]	1951—52	—	3 500	13,9
Anglia	[4]	1951—52	—	6 000	8,1

Un factor asupra căruia se mai poate acţiona pentru reducerea consumului specific la această lingotieră este redimensionarea ei.

Recalculînd parametrii principali ai lingotierelor 3,4 t după diferite metode se obțin rezultatele din tabela 4.

Tabela 4

Nr. crt.	Parametrul	Norme		
		Franța [5]	BISRA [4]	U.R.S.S. [2]
1	$\frac{G}{g}$	1,20	1,1 *	–
2	$\frac{1}{D'}$	–	–	3,0–3,5
3	a	130	110	113
4	$\frac{a_2}{a_1}$	0,9	$\frac{84}{88}=0{,}95$	$a_1 = 102$
5	$\frac{b_2}{b_1}$	0,9	$\frac{112}{117}=0{,}95$	$b_1 = 124$
6	C	1,90	1,07	1,0–1,3

* După Bacon.

Se observă că față de dimensiunile calculate, în special după [4] și [2], lingotiera de 3,4 t are pereții puțin mai groși, grosimea pereților la colțuri mai mare și în consecință și raportul G/g depășit. Această supradimensionare rezultă și din comparația cu parametrii lingotierei standard germană de 4 300 kg, tip 390 (TGL 29.11.3 : 2) care are o grosime medie a pereților de 115 mm ($a_1 = 95$ mm, $b_1 = 135$ mm).

Analiza cauzelor scoaterii din folosință pentru acest format, arată că circa 65% din lingotiere prezintă crăpături pe laturi care își au originea în partea inferioară a lingotierei. Nu s-au semnalat crăpături pe colțuri.

De aici rezultă că această lingotieră poate fi îmbunătățită prin următoarele modificări : reducerea grosimii medii a pereților de la 130 la 115–120 mm ; reducerea grosimii colțurilor de la 130 la 110–115 mm ; amplasarea, la partea inferioară a lingotierei, a unei întărituri de 200–220 mm cu grosimea de 20–25 mm, și cu înălțimea turnată cu piesa. Consolidarea acestei întărituri se va face cu un bandaj din oțel, încastrat prin turnare în corpul lingotierei.

Prin modificările de mai sus se obține o scădere a consumului specific atît prin scăderea greutății lingotierei cît și prin mărirea durabilității.

Lingotiera de 6 t turnată de Întreprinderea metalurgică Aiud are pereți subțiri și a fost utilizată în anul 1961 la Combinatul siderurgic Hunedoara, și la Combinatul siderurgic Reșița, obținîndu-se un consum specific de 15,4 respectiv 16,98 kg/t. Diferența de consum între cele două combinate provine din condițiile de exploatare oarecum diferite la Combinatul siderurgic Hunedoara și la Combinatul siderurgic Reșița. Consumul specific realizat a fost mai scăzut decît cel obținut la lingotierele de 6 t, cu pereți groși, proiectate de Combinatul siderurgic Reșița.

Parametrii constructivi ai lingotierei de 6 t de la Combinatul siderurgic Reșița sînt :

$$\frac{G}{g} = \frac{8\,000}{6\,000} = 1{,}33\,; \qquad \frac{a_2}{a_1} = \frac{135}{130} = 1{,}04\,;$$

$$\frac{1}{D'} = \frac{2\,125}{646} = 3{,}30\,; \qquad \frac{b_2}{b_1} = \frac{185}{170} = 1{,}07\,;$$

$$a = 150\,; \qquad C = 1{,}68\,\%.$$

Cu această lingotieră s-au obținut 65–70 de turnări în medie cu un consum de 20,8–20 kg/t. Dacă durabilitatea medie este oarecum apropiată de cea a lingotierei Combinatului Siderurgic Hunedoara, consumul specific este exagerat de mare și din cauza greutății mari a lingotierei.

Rezultă că și în acest caz o lingotieră cu pereți subțiri este mai recomandabilă decît o lingotieră cu pereți groși.

Lingotiera de 7 t a dat rezultate relativ bune, însă se situează sub cele obținute în străinătate. Recalcularea parametrilor principali și compararea cu o lingotieră ungară de 6 t sînt cuprinse în tabela 5.

Tabela 5

Nr. crt.	Parametrul	Norme		
		U.R.S.S. [2]	BISRA [4]	R.P. Ungară, 6 t
1	$\frac{G}{g}$	–	0,93 *	$\frac{6\,650}{6\,000}=1{,}11$
2	a	140	130	155
3	a_1	130	105	150
4	b_1	150	140	160
5	$\frac{a_2}{a_1}$	–	$\frac{100}{105}=0{,}95$	$\frac{170}{150}=1{,}13$
6	$\frac{b_2}{b_1}$	–	$\frac{133}{140}=0{,}95$	$\frac{170}{160}=1{,}02$
7	C	1,00–1,30	1,04	1,82

* După Bacon.

Comparînd datele de mai sus, cu cele ale lingotierei de 7 t, rezultă o grosime prea mare a pereților la baza lingotierei precum și o variație mare a grosimii pereților de la bază la cap.

Este interesantă supradimensionarea colțurilor. Această caracteristică este o precauție contra crăpăturilor pe colțuri, dar este oarecum exagerată. Grosimea colțurilor este suficientă dacă este egală cu grosimea laturilor.

Durabilitatea acestei lingotiere se poate îmbunătăți prin redimensionare. Este indicat să se experimenteze un format modificat cu următorii parametri constructivi :

$$a = 140\,;\ \frac{a_2}{a_1} = 1{,}0\,;\ a_1 = 130\,;$$

$$b_1 = 150\,;\ \frac{b_2}{b_1} = 1{,}0.$$

Lingotiera trebuie prevăzută cu o întăritură cu înălțimea de 280–300 mm și grosimea de 25–30 mm amplasată la bază și o armare în această zonă cu un bandaj din oțel.

Lingotierele invers conice utilizate sînt : lingotiera de 2,2 t cu fund ; lingotiera de 3,2 t, cu fund ; lingotiera de 6 t, fără fund și lingotiera de 7 t, fără fund.

Lingotiera de 2,2 t este folosită în număr foarte mic pentru unele oțeluri aliate și nu face obiectul acestui articol.

Inițial (1948–1957), s-au folosit numai lingotiere cu fund, dimensionate prin asimilare cu vechile lingotiere grele, cu care a fost înzestrată oțelăria la punerea ei în funcțiune în anii 1940–1941. Ca tip caracteristic de lingotieră grea a fost lingotiera tip *E*, cu următorii parametri :

$$\frac{G}{g} = \frac{4\,400}{2\,820} = 1{,}56\,;\quad \frac{1}{D'} = \frac{1\,400}{510} = 2{,}75\,;\quad a = 130\,;$$

$$\frac{a_2}{a_1} = \frac{120}{130} = 0{,}93\,;\quad C = 3{,}27\,\%.$$

Consumul specific realizat cu lingotiera tip *E* a fost de 45–50 kg/t. Această lingotieră a fost înlocuită în anul 1957–1958, cu actuala lingotieră de 3,2 t.

Tabela 6

Nr. crt.	Parametrul	3,2 t	6 t	7 t
1	$\frac{G}{g}$	$\frac{3\,300}{3\,200} = 1{,}03$	$\frac{6\,700}{6\,000} = 1{,}12$	$\frac{6\,500}{7\,000} = 0{,}93$
2	$\frac{1}{D'}$	$\frac{1\,400}{535} = 2{,}62$	$\frac{2\,010}{620} = 3{,}24$	$\frac{1\,900}{690} = 2{,}75$
3	a	–	144	145
4	$\frac{a_2}{a_1}$	$\frac{85}{110} = 0{,}77$	$\frac{120}{125} = 0{,}96$	$\frac{130}{140} = 0{,}93$
5	$\frac{b_2}{b_1}$	–	$\frac{150}{162} = 0{,}92$	$\frac{165}{150} = 1{,}10$
6	d	120	–	–
7	C	3,75	2,50	3,15

Parametrii constructivi ai principalelor lingotiere invers conice sînt arătați în tabela 6, iar durabilitatea și consumurile specifice realizate cu aceste formate sînt cele din tabela 7.

Cîteva consumuri specifice realizate cu tipuri similare de lingotiere în țară și străinătate sînt prezentate în tabela 8.

Tabela 7

Lingotiera, t	Durabilitate / Consum specific	Anul		Trimestrul I/1962
		1960	1961	
3,2	D_m	28	38	40
	C_s	46	28,7	27,5
6	D_m	39	40,3	59,06
	C_s	29	27,2	19,2
7	D_m	43	41,2	41,5
	C_s	21,70	22,7	22,5

Tabela 8

Oțelăriile din :	Sursa	Anul	Greutatea lingotierei, G = kg	Greutatea lingoului, g = kg	Consumul specific, kg/t
Combinatul siderurgic-Reșița	[3]	1961	6 700	6 000	23,14
Combinatul siderurgic-Reșița	[3]	1961	4 100	3 000	20,78
Anglia	[4]	1951–52	–	3 500	15,2
U.R.S.S. (Serov)	[6]	–	4 350	4 500	23,1*

* Pentru oțel electric aliat

Lingotiera de 3,2 t este net superioară lingotierei tip *E* pe care a înlocuit-o. Totuși, durabilitățile ce se obțin cu ea nu sînt la nivelul celor obținute cu tipuri similare din țară și străinătate. Astfel Combinatul siderurgic Reșița utilizează o lingotieră de 3 t cu care obține consumuri de 21–23 kg/t [3].

Pentru a analiza proiectarea lingotierei de 3,2 t s-au calculat parametrii principali după două metode ; rezultatele sînt trecute în tabela 9. În aceeași tabelă s-au trecut și parametrii lingotierei de 3 t de la Combinatul siderurgic Reșița.

Din comparația parametrilor lingotierei de 3,2 t, invers conică cu cei din tabela 9, rezultă o grosime insuficientă a colțurilor $\left(\frac{a_2}{a_1} = 0{,}77\right.$ în loc de $\left.0{,}95-1\right)$ confirmată de statistica cauzelor scoaterii din uz, care arată că această lingotieră prezintă crăpături pe colțuri și foarte rar pe laturi.

De asemenea, apare ca insuficientă întăritura superioară a lingotierei de 3,2 t. Întăritura este recomandată de normele BISRA și există supradimensionată la lingotiera de 3 t de la Combinatul siderurgic Reșița, care are majoritatea parametrilor apropiați de recomandările BISRA, prezentînd durabilități mai bune decît lingotiera de 3,2 t de la Combinatul siderurgic Hunedoara.

Tabela 9

Nr. crt.	Parametrul	Norme		
		U.R.S.S. [2]	BISRA [4]	Combinatul siderurgic Reșița, 3 t
1	$\frac{G}{g}$	–	1,23 *	$\frac{4\,100}{3\,000}=1,37$
2	$\frac{1}{D'}$	2,35–2,8	–	$\frac{1\,620}{469}=3,46$
3	a	107	108	110
4	$\frac{a_2}{a_1}$	$a_1 = 107$	$\frac{103}{108}=0,95$	$\frac{110}{110}=1,0$
5	C	2,1–3,08	2,0	2,06
6	brîu superior	–	230×16	200×55
7	brîu inferior	–	–	200×80

* După Bacon.

Lingotiera de 3 t a Combinatului siderurgic Hunedoara poate da rezultate și mai bune prin reducerea greutății, care va consta din anularea întăriturii inferioare și redimensionarea întăriturii superioare.

Cele mai bune rezultate în exploatare s-au obținut pînă în prezent cu lingotiera de 6 t atît la Combinatul siderurgic Hunedoara, cît și la Combinatul siderurgic Reșița. Numărul mediu de turnări a fost cuprins între 45–60 turnări, iar consumul specific la ambele Combinate, între 19–23 kg/t [3].

Tabela 10

Nr. crt.	Parametrul	Norme	
		U.R.S.S. [2]	BISRA [4]
1	$\frac{G}{g}$	–	1,05 *
2	$\frac{1}{D'}$	2,8–2,35	–
3	a	130	120
4	$\frac{a_2}{a_1}$	$a_1 = 143$	$\frac{115}{120}=0,95$
5	$\frac{b_2}{b_1}$	$b_1 = 130$	$\frac{115}{120}=0,95$
6	întăritura	bandaj de oțel turnat	310×20

* După Bacon.

Verificînd dimensiunile acestei lingotiere după cele două metode folosite pînă în prezent, se constată următoarele date prezentate în tabela 10.

La această lingotieră este de remarcat raportul subunitar (0,92–0,96) între grosimea peretelui pe colț și latură.

Din analiza cauzelor scoaterii din uz se vede că acest format iese din uz în proporție de 70% din cauza rețelelor de arsuri și numai 30% din cauza crăpăturilor. Nu se semnalează la această lingotieră crăpături pe colț.

Grosimea pereților acestei lingotiere este puțin supradimensionată față de cea rezultată din calcul, totuși pereții ei sînt relativi subțiri față de grosimea pereților unei lingotiere echivalentă de 6,4 t a Combinatului siderurgic Reșița. Cu lingotiera de 6,4 t s-au obținut la Combinatul siderurgic Reșița rezultate mai slabe în exploatare (31,8 turnări).

Parametrii constructivi ai lingotierei de 6,4 t sînt:

$$\frac{G}{g}=\frac{7\,500}{6\,400}=1,17\,; \qquad \frac{a_2}{a_1}=\frac{145}{150}=0,96\,;$$

$$\frac{1}{D'}=\frac{1\,785}{675}=2,75\,; \qquad \frac{b_2}{b_1}=\frac{200}{205}=0,97\,;$$

$$a=178\,; \qquad C=3,22\%.$$

Supradimensionarea pereților lingotierei de 6,4 t nu a folosit la nimic, ci dimpotrivă a dus la creșterea consumului specific.

În prezent, Combinatul siderurgic Hunedoara renunță la lingotiera de 6 t, trecînd la lingotiera de 7 t.

Lingotiera de 7 t, proiectată după principiile lingotierei cu pereți subțiri, a constituit de la început un succes. Consumul specific realizat cu acest format s-a stabilizat de la început la circa 22 kg/t, menținîndu-se aproape constant timp de doi ani, demonstrînd justețea parametrilor de proiectare.

Dimensiunile principale ale acestei lingotiere, recalculate după două metode, sînt cele din tabela 11.

Din tabela 11 este de remarcat că dimensiunile lingotierei de 7 t sînt foarte apropiate de cele recalculate după normele din U.R.S.S. Această constatare este valabilă pentru toate lingotierele noastre mari și se pare că, pentru acestea, parametrii constructivi din U.R.S.S. pot constitui o bază bună pentru stabilirea normelor de proiectare.

Normele BISRA dau, în general, subdimensionări pentru lingotierele mari și, cel puțin pentru moment nu pot fi luate ca bază de calcul pentru dimensionarea lingotierelor mari din țara noastră.

Totuși, parametrii BISRA trebuie să constituie un obiectiv către care este necesar să tindă construcția lingotierelor noastre pe măsura îmbunătățirii fabricației și exploatării utilajului de turnare.

Tabela 11

Nr. crt.	Parametrul	Norme	
		U.R.S.S. [2]	BISRA [4]
1	$\frac{G}{g}$	–	1,02 *
2	$\frac{1}{D'}$	2,35–2,8	–
3	a	145	131
4	$\frac{a_2}{a_1}$	$a_1 = 160$	$\frac{125}{131} = 0{,}95$
5	$\frac{b_2}{b_1}$	$b_1 = 130$	$\frac{125}{131} = 0{,}95$
6	C	2,15–3,08	1,53
7	întăritura	bandaj de oțel	290×20

* După Bacon.

Concluzii. Lingotierele cu pereți subțiri, cu toate că au unele deficiențe de proiectare, realizează un consum specific mai scăzut decît lingotierele cu pereți groși.

Există prea multe formate de lingotiere, pentru aceeași dimensiune de lingou sau dimensiuni apropiate. Este necesar să se restrîngă formatele, adoptînd pe acelea care prezintă consumuri specifice mai scăzute.

Este oportun ca problema proiectării lingotierelor să fie centralizată, și, pe baza experiențelor celor două Combinate și a altor uzine și institute, să se elaboreze norme de proiectare republicane.

Fără o proiectare corespunzătoare a formatelor de lingotiere, acțiunile de îmbunătățire a durabilității lingotierelor, întreprinse în ultimii ani, riscă să fie plafonate deoarece nu țin seamă de unul dintre cei mai importanți factori ai problemei.

[1] *Trisevsky, I. S.*, și alții. Slitki i izlojnițî. Kiev, Gosizd tehniceskoi literaturî S.S.S.R., 1959; [2] *MMCM, ICEM.* Îmbunătățirea tehnologiei de fabricație a lingotierelor la Călan în vederea măririi durabilității. Nepublicat, 1961; [3] * * * The third report of the Inglot Modlos subcommittee, The Iron and Steel Institute, februarie 1955; [4] *Duflot, J.* Enquête sur les lingotières d'acieries Thomas, IRSID, 1954; [5] *Amelicenko, A. M.* Folosirea lingotierelor cu pereții de grosime uniformă. Fișa S. I. Metode, procedee și dispozitive utilizate în prelucrarea metalelor, vol. XII, 1959; [6] *Stănciulescu Gh.* Problema lingotierelor din fontă. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 11, 1956; [7] *Popa, I.* și *Pasere, P.* Contribuții la îmbunătățirea durabilității lingotierelor de 6,7 t fabricate și utilizate la Combinatul siderurgic Hunedoara. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 10, 1961; [8] Elaborarea și utilizarea fontelor armate. București, IDT, 1961.

CZ 621.745.343

f.3554/64

Despre cubiloul cu aer redistribuit*

Ing. MIRCEA MARINCESCU, CRĂCIUN BRĂTESCU și
ing. GHEORGHE ȘTEFĂNESCU
Uzina „Semănătoarea" – București

Deși titlul se referă la o metodă pentru organizarea exploatării cubilourilor, articolul [1] tratează două lucruri distincte: se reia ideea paralelogramului de control pentru compoziția gazelor de ardere din lucrarea [2]; se face apoi descrierea și se dau rezultatele obținute cu un cubilou de tip Poumay [3], așa cum a fost el adaptat la uzinele „Semănătoarea" sub denumirea de cubilou cu aer redistribuit.

În concluzie, se arată că în cubiloul cu aer redistribuit este posibil să se realizeze: o topire în condiții industriale cu 7–8% cocs; valoarea cea mai mare pentru suma $CO_2 + O_2 + 0{,}5\ CO$, deci arderea cea mai mică a elementelor în timpul elaborării fontei; cel mai bun coeficient de ardere al cocsului. După ce se dă o serie de detalii asupra caracteristicilor fontei obținute în acest cubilou și se arată costul modificărilor necesare, productivitatea etc., se revine la ideea controlului topirii, cum și a gradului relativ de oxidare a fontei prin determinarea diferenței dintre valoarea calculată și cea rezultată din analiza gazelor de ardere a sumei oxigenului sub forma $CO_2 + O_2 + 0{,}5\ CO$.

Ideea utilizării analizei gazelor pentru controlul mersului cubiloului, ca și al gradului de oxidare a fontei, ni se pare foarte bună, cu condiția ca determinarea compoziției gazelor să se facă cu aparataj electric și înregistrare continuă fără erorile inerente dozării volumetrice a aparatelor ORSAT.

---

* Discuție pe marginea articolului „Organizarea exploatării cubilourilor în funcție de analiza gazelor de ardere" [1].

Ca și autorii însă, ne propunem să analizăm în cele ce urmează nu această parte sumar tratată în articol, ci indicațiile asupra rezultatelor obținute la topirea cu aer redistribuit. Ne vom servi pentru aceasta de unele date din literatura ultimilor ani privind arderea cocsului în strat și oxidarea metalului în timpul topirii.

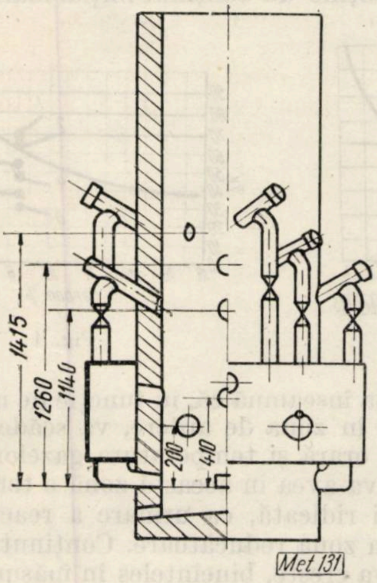


Fig. 1

Vom arăta apoi rezultatele obținute la o serie de topiri experimentale sau industriale, efectuate la uzina ,,Semănătoarea'' cu același cubilou, cu și fără aer redistribuit.

Cubiloul cu aer redistribuit, în exploatare azi la uzina ,,Semănătoarea'' și cu care s-au făcut experiențele, are trei rînduri de guri de vînt, la care autorii au adăugat încă 12 guri de vînt dispuse în trei rînduri suplimentare, ca în figura 1.

Suprafața acestor guri reprezintă 13,3% din suprafața totală a gurilor de vînt. La experimentările făcute fără aer redistribuit s-au astupat gurile suplimentare. Diametrul cubiloului este de 600 mm, înălțimea utilă de 4 m, presiunea (măsurată la tobă), în exploatare normală, de 400 mm col. apă, debitul de aer, calculat după această presiune, aproximativ 90 m³/m²/min.

Observăm că la o înălțime a patului de cocs de 800 mm, peste ultimul rînd de guri de vînt [4], nivelul patului se află imediat sub cel de-al doilea rînd suplimentar în loc ca toate trei rîndurile să se afle la 100 mm sub el, așa cum au indicat autorii în articol. Aceasta înseamnă că două din cele trei rînduri suplimentare se găsesc în zona de preîncălzire în care fonta nu a ajuns în stare de topire (fig. 1).

Vom trece însă peste acest fapt, presupunînd că instalația este corect realizată. Vom trece, de asemenea, și peste ipoteza emisă de autori că oxigenul în proporție de 1% în gazele de ardere este inhibitor pentru reacția $CO_2 + C = 2CO$, pentru că nu a fost folosită nici de autori în explicarea fenomenelor descrise.

Vom încerca în cele ce urmează să facem o scurtă prezentare a proceselor de ardere a cocsului și a metalului în cubilou, privind reacțiile respective sub unghiul modificărilor posibile în urma introducerii aerului prin gurile suplimentare.

În zona de ardere, în pelicula de gaze din jurul cocsului, în stratul și în macroporii lui, au loc simultan [5], [6] atît reacțiile exoterme $C + 1/2\ O_2 = CO$ și $CO + 1/2\ O_2 = CO_2$, cît și cea endotermă $CO_2 + C = 2\ CO$.

Intensitatea ca și natura reacțiilor depind de fapt de temperatura la care se desfășoară procesul, pentru că viteza de difuzie a oxigenului spre suprafața cocsului crește cu $T^{1,75-2}$ [7]. În final, produsele de ardere se compun din CO_2 și CO într-un raport care este determinant pentru gradul de oxidare a proceselor metalurgice care au loc în această zonă. Oxidarea fontei, care, topită în zona de reducere, se supraîncălzește aici, depinde de interacțiunea cocsului, zgurei și gazelor asupra picăturilor de fontă care curg în contracurent față de gazele de ardere.

Exprimată ca raport CO_2/CO sau sub forma indicelui de combustie $\eta\nu = \frac{CO_2 \cdot 100}{CO_2 + CO}$, cantitatea de CO_2, deci gradul de oxidare, depinde în primul rînd de cantitatea și caracteristicile cocsului.

Mărirea procentului de cocs duce la micșorarea procentului de CO_2, pentru că se măresc suprafața de reacție și timpul de contact. În același timp crește și temperatura de care depinde reacția $CO_2 + C = 2\ CO$, care este o funcție exponențială de temperatură (fig. 2), [8].

Mărirea bucăților de cocs (ca și creșterea densității și micșorarea reactivității) duce la sporirea cantității de CO_2 dacă se păstrează aceeași încărcătură de cocs (mărește zona de combustie, micșorează suprafața de contact și reduce temperatura maximă, reducînd-se deci formarea de CO).

Toate mijloacele care vor produce creșterea temperaturii în zona de ardere (insuflarea cu oxigen, preîncălzirea aerului, introducerea gazului metan) vor intensifica mult, așa cum se vede din figura 2, reacția de reducere a CO_2 și prin aceasta va crește conținutul de CO.

Influența încărcăturii de cocs și a mărimii acestuia au fost cercetate de-a lungul anilor. Pornind de la diagrama lui Junghbluth (fig. 3) pentru relația dintre carbonul din cocs și indicele de combustie $\eta\nu$ [9] și cercetarea lui Buzek și Czyzewski [9] (fig. 4, unde : *1* = 130—150 mm ; *2* = 110—130 mm ; *3* = 90—110 mm ; *4* = 70—90 mm ; *5* = 50—70 mm ; *6* = 30—50 mm) privind efectul mărimii cocsului asupra aceluiași indice, ca și ale școlii sovietice, care a stabilit legile arderii în stratul de cocs, precum și lucrările recente ale lui Bidulia [10] sau ale lui Patterson [11] care reia studiul relației între aer-carbon – indicele de combustie — temperatura fontei, a diagramei reticulare a lui Junghbluth (fig. 5) confirmă și precizează natura reacțiilor și modul de desfășurare a acestora în zona de ardere.

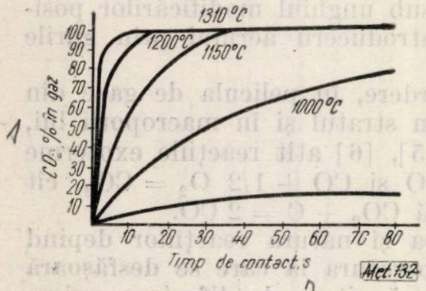


Fig. 2

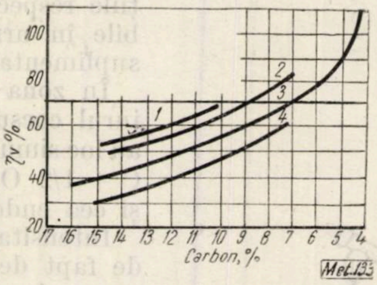


Fig. 3

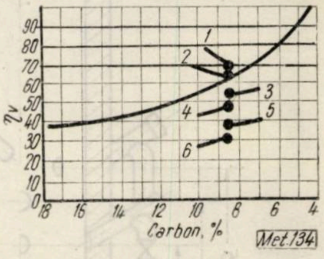


Fig. 4

În baza acestor lucrări putem spune cu certitudine că reacțiile care au loc în zona de ardere caracterizează mersul cubiloului, compoziția gazelor de ardere, gradul de oxidare a fontei și temperatura acesteia. Introducerea unei anumite cantități de aer în zona de reducere nu va influența cu nimic natura proceselor care au loc în zona de ardere, și deci nu va putea schimba în mod sensibil elementele topirii.

Zona de reducere, ca urmare a lipsei de oxigen care predomină aici, este caracterizată prin reacția endotermică $CO_2 + C = 2\,CO$, temperatura variind între 1 300 – 1 000°C.

Intensitatea reacției va scădea repede pînă la 1 000°C, cînd practic încetează (fig. 2), fără ca transformările de căldură care au loc aici să schimbe în mod deosebit compoziția gazelor rezultate din zona de ardere.

În cazul cînd, prin gurile suplimentare, vom introduce din toba cubiloului o anumită cantitate de aer în zona de reducere, aceasta va crea, în cazul unui volum și presiuni mari, o nouă zonă de ardere. În cazul unor cantități mai mici, datorită avidității mari a CO pentru oxigen, va predomina reacția $CO + 1/2\,O_2 = CO_2$, formînd probabil un inel mai cald, de grosime destul de redusă, către pereții cubiloului.

Aportul general de căldură însă este foarte redus pentru că aerul redistribuit este preluat din cantitatea totală de aer introdus pentru combustie. Or, știm că intensitatea reacțiilor, deci conținutul de căldură din gaze, variază cu debitul de aer (fig. 5). Deci se pierde o anumită cantitate de aer care ar fi intrat în zona de ardere. Această cantitate introdusă în zona de reducere va reactiva reacțiile de oxidare, iar diferența de căldură produsă va consta din diferența dintre aportul de calorii obținut din însumarea reacțiilor din zona de ardere și cel produs prin oxidarea în CO_2 a oxidului de carbon. Cu alte cuvinte, aportul de căldură va fi mai mare în cazul topirilor cu cocs mult, deci cu cantitate de CO mare și cu valoare calorică mică, și mai mic în cazul cînd în zona de ardere se obține un conținut inițial mare de CO_2.

Aceasta înseamnă că, în funcție de micșorarea debitului în zona de ardere, va scădea productivitatea orară și temperatura gazelor, în timp ce fonta va avea în această zonă o temperatură ceva mai ridicată, ca urmare a reacțiilor oxidante din zona reducătoare. Conținutul general de CO_2 va crește, bineînțeles în măsura repartizării aerului în cele două zone.

Vom exemplifica efectul caloric asupra topirii cu datele cubiloului pe care l-am experimentat, utilizînd datele prezentate în partea întîi a lucrării, pentru caracteristicile agregatului, și pe cele din tabela 4, pentru caracteristicile metalului.

La 87 $m^3/m^2/min$, suprafața cubiloului fiind de 0,282 m^2, aerul insuflat în cubilou va fi de 24,5 m^3 aer/min.

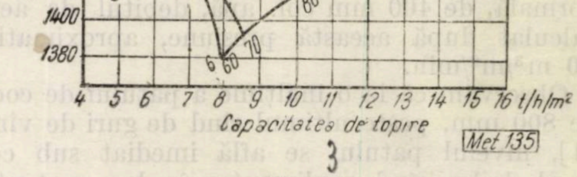


Fig. 5

La productivitatea de 2 890 kg/h în încărcătura metalică, cu 8% cocs pentru topire, consumul de cocs va fi de $\frac{2\,860 \times 8}{100 \times 60} = 3{,}81$ kg cocs/min. Cu 84% carbon (fără volatile), consumul va fi de 3,2 kg carbon/min.

Pentru kilogramul de carbon avem disponibil $\frac{24{,}5}{3{,}2} = 7{,}66$ m^3 aer.

7,66 m^3/1 kg C vor arde cu 6 560 kcal în gaze de ardere cu 17% CO_2 + 6,6 CO (tabela 6, [12]).

Știind că gurile de vînt suplimentare au 13,3% din suprafața totală a gurilor de vînt, aportul de aer în zona de reducere va fi, plecînd de la debitul total, funcție de viteza, secțiunea și rezistența creată în conductele care formează gurile de vînt.

Vom lua, pentu exemplificare, rezistența egală cu 0,5 din debitul corespunzător secțiunii, știind că, pentru orice valoare a volumului de aer insuflat prin gurile suplimentare, nu se schimbă balanța de căldură decît în măsura diferenței dintre compoziția gazelor obținute în mod normal în zona de ardere și conținutul de căldură al reacției $CO + 1/2\,O_2 = CO_2$, obținut în zona de reducere.

Deci, aerul insuflat prin gurile suplimentare va fi: $\frac{24{,}5 \times 13{,}3 \times 0{,}5}{100} = 1{,}63$ m^3/min.

În zona de ardere, debitul se va reduce cu aceeași valoare, rămînînd 22,87 m^3/min față de 24,5 m^3/min cît se insuflă în același cubilou cînd se anulează gurile de aer suplimentare. Intensitatea arderilor se va micșora după curba aceluiași conținut de carbon în funcție de volumul de aer (diagrama relației cocs-aer-productivitate din figura 5), iar raportul fizic de căldură va fi acela dat în tabela 1.

Tabela 1

Aportul fizic de căldură	Cubiloul	
	normal	aer redistribuit
kcal în zona de ardere//kg C	6 560	$\frac{6\,560 \times 22{,}87}{24{,}5} = 6\,123$
kcal în zona de ardere/min (6 560, respectiv 6 123 × 3,2 kg C/min)	20 992	19 594

Vom considera că arderea oxigenului în zona de reducere se va face în gaze cu 20% CO_2, necesarul de aer fiind la această combustie de 8,54 m^3/kg C (tabela 6, [12]), conținutul de căldură din gaze fiind de 7 713 kcal/kg C.

La 1,63 m^3/min, prin analogie cu arderea carbonului, se va oxida $\frac{1{,}63}{8{,}54} = 0{,}191$ kg C, producînd $0{,}191 \times 7\,713 = 1\,473$ kcal/min.

Rezultă că în cubiloul normal se vor produce 20 992 kcal/min, față de $19\,594 + 1\,473 = 21\,067$ kcal/min în cubiloul cu aer redistribuit.

Deci, la un consum egal de cocs, ceilalți parametri rămînînd identici, condițiile de topire vor fi, practic, egale pentru ambele tipuri de cubilouri.

În ceea ce privește arderea elementelor, este un lucru stabilit că aceasta depinde în mod deosebit de raportul CO_2/CO din gaz și de temperatura la care se desfășoară procesele metalurgice respective. Oxidarea maximă a metalului are loc în zona de ardere în ordinea Fe, Mn, Si, iar reducerea oxizilor respectivi crește cu temperatura, ca urmare a interacțiunii dintre faza gazoasă, picăturile de metal, cocsul incandescent și zgura.

În literatura de specialitate [10] se arată rezultatele unei serii de topiri experimentale efectuate în condiții strict identice, în scopul determinării legăturilor dintre cantitatea de cocs, debitul de aer, compoziția gazelor de ardere, a zgurei, precum și valoarea arderilor de metal și a caracteristicilor fontei turnate. Pentru încărcătura de topire s-au utilizat 24, 20, 15 și 10% cocs. Compoziția și temperatura gazelor captate la 800 mm sub gura de încărcare sînt arătate în tabela 2 [10].

Tabela 2

Cocs, %	CO_2	CO	O_2	$\frac{CO_2}{CO}$	Temperatura gazelor, °C
24	7,3	20,3	0,3	26/74	580
20	8,8	17,9	0,2	33/67	570
15	11,5	11,8	0,3	50/60	545
10	13,6	8,1	0,3	60/40	480

În funcție de conținutul de CO_2, variația compoziției chimice a fontei obținute, a FeO și a MnO din zgură arată că gradul de oxidare al fontei crește cu scăderea consumului de cocs, respectiv cu mărirea conținutului de CO_2 din gaze.

Valoarea acestor oxidări este dată în tabela 3 [10], împreună cu creșterea conținutului de FeO și MnO din zgură.

Tabela 3

Cocs, %	Ardere, %			În zgură, %	
	Fe	Si	Mn	FeO	MnO
24	0,34	6,7	5,5	1,98	0,91
20	0,41	7,6	9,2	2,34	1,42
15	0,51	9,6	12,7	4,78	1,94
10	0,65	11,0	18,0	8,55	2,79

În figura 6 este dată, după lucrarea [10], arderea fierului în funcție de procentul de carbon din cocsul consumat.

În figura 7 este dată dependența dintre pierderea totală la topire, încărcătura de cocs și volumul aerului suflat, determinată în cadrul unor lucrări efectuate la Institutul de cercetări din Aachen [13]. Ananin și Cernobrovkin sintetizează relația între consumul de cocs și arderea metalului [14] astfel: „o dată cu micșorarea consumului de combustibil, zona de topire coboară, apropiindu-se de zona de oxidare, iar arderea elementelor crește. Astfel, economia suplimentară de cocs atrage după sine o creștere a arderii elementelor”.

Introducerea aerului redistribuit, în zona de reducere, în mod evident nu poate influenţa caracterul şi intensitatea proceselor metalurgice care se desfăşoară în zona de ardere. În zona de reducere, în măsura în care aportul de oxigen, prin redistribuirea aerului, măreşte conţinutul de CO_2, va crea o atmosferă mai oxidantă, micşorînd reacţiile de reducere a FeO şi MnO din zgură, reacţii care în oarecare măsură au loc şi aici.

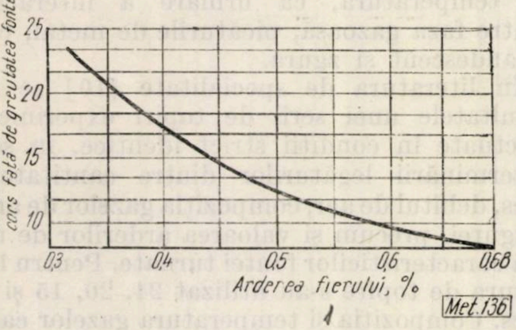


Fig. 6

În cele ce urmează vom arăta o parte din rezultatele obţinute la uzina „Semănătoarea", la o serie de topiri comparative între cubiloul cu aer redistribuit şi acelaşi cubilou la care gurile suplimentare au fost înfundate. S-au executat topiri cu 8, 9, 10 şi 12% cocs.

În tabela 4 s-au utilizat datele din tabelele 1 şi 2 din articolul comentat, completate cu o serie de determinări ulterioare trecute în acest articol în tabelele 5 şi 6.

În tabela 5 se dă compoziţia gazelor de ardere în cubiloul cu trei rînduri de guri de vînt (fără utilizarea gurilor de vînt suplimentare; determinările s-au efectuat la uzina „Semănătoarea"), iar în tabela 6, compoziţia gazelor de ardere în cubiloul cu aer redistribuit (determinările s-au efectuat la uzina „Semănătoarea", la 600 mm de la gura de încărcare a cubiloului).

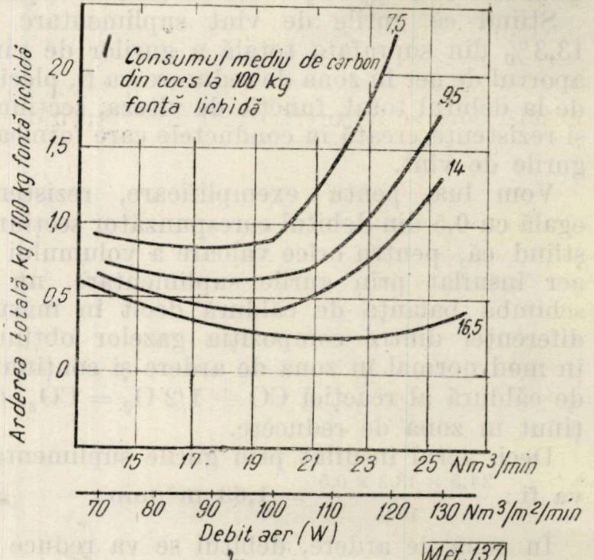


Fig. 7

Tabela 4

	12% cocs		10% cocs		9% cocs		8% cocs	
	2 Cu trei rînduri de guri de vînt	3 Cu aer redistribuit	2 Cu trei rînduri de guri de vînt	3 Cu aer redistribuit	2 Cu trei rînduri de guri de vînt	3 Cu aer redistribuit	2 Cu trei rînduri de guri de vînt	3 Cu aer redistribuit
4 Presiunea aerului, mm col. apă	380–390	390–420	400–440	420–440	360–430	380–420	390–420	380–420
5 Aer insuflat, m³/m²/min **	87	87	89	89	87	86	87	87
6 Bucăţi de cocs la 1 kg	17	8	12	5,6	—	—	6,5	—
7 Productivitatea, kg/h	1 980	1 620*	2 250	2 100	—	—	2 870	2 860
7 Productivitatea, t/m²/h	6,93	—	7,87	7,35	—	—	10,04	10,01
8 Temperatura fontei la jgheab, °C ****	1 350– 1 370	1 340– 1 380	1 360– 1 370	1 360– 1 400	—	—	1 320– 1 360	1 320– 1 350
9 CO_2 (medie)	13,1	12,4	14,6	15,7	16,8	17,4	16,8	17,4
9 O_2 (medie)	0,17	0,31	0,04	0,10	0,06	0,06	0,1	0,03
9 CO (medie)	13,05	10,7	8,21	7,9	5,98	4,5	5,33	5,0
$CO_2 + O_2 + 0{,}6\,CO$ ***	21,00	20,3	19,56	20,5	20,2	20,1	20	20,5

10 * Rezultat anormal – neconcludent.

11 ** Calculat după presiunea predominantă.

12 *** În această tabelă ca şi în tabelele 5–6, din care s-au extras valorile compoziţiei gazelor de ardere, ΣO_2 s-a exprimat prin $\Sigma O_2 = CO_2 + O_2 + 0{,}6\,CO$ spre deosebire de articolul în discuţie [1] unde s-a luat $CO_2 + O_2 + 0{,}5\,CO$.

13 **** Măsurat cu pirometrul optic, fără corecţie.

Deși condițiile de lucru ale acestor probe au fost destul de variate, totuși datele obținute pot fi utilizate pentru aprecierile cu caracter general ale acestei lucrări.

Se observă, în primul rînd, că o dată cu scăderea cantității de cocs de topire, indicele de combustie crește, indiferent de tipul cubiloului utilizat.

Diferența dintre CO_2 obținut la topirile cu același cocs se datorește mai ales faptului, că, la topirile cu aer redistribuit, cocsul este mai mare. De remarcat este faptul că, în timp ce temperatura medie este practic egală, productivitatea este mai mare în cazul cubiloului nemodificat. Aceasta confirmă observațiile făcute în capitolul anterior asupra influenței repartizării aerului în cele două cazuri. Oxigenul din aerul redistribuit poate mări conținutul de CO_2 din gaze, fără a influența în mod esențial asupra caracteristicilor topirii. În schimb, introducerea integrală a aerului în zona de ardere va intensifica viteza reacțiilor, mărind productivitatea cubiloului.

Tabela 5

Procentul de cocs de topire folosit, față de încărcătura metalică	Nr. probei	Compoziția gazelor, %			
		CO_2	O_2	CO	$CO_2+O_2+0{,}6\ CO$
12 % topiri experimentale	1	14,4	0,3	10,6	20,76
	2	12,9	0,19	13,17	20,95
	3	13,0	0,09	12,6	20,29
	4	12,4	0,10	14,3	21,08
	5	11,6	0,10	9,65	17,66
	6	13,6	0,18	11,77	20,80
	7	12,0	0,18	14,93	21,12
	8	13,4	0,2	14,0	22,00
10 % topiri experimentale	9	14,2	0,17	8,26	19,29
	10	15,0	—	7,2	19,32
	11	13,2	—	9,97	19,14
	12	16,6	—	6,00	20,20
	13	14,0	—	9,60	19,86
9 % topiri experimentale	14	15,2	0,1	9,1	20,76
	15	17,0	—	6,4	20,84
	16	14,0	0,2	11,4	20,84
	17	17,2	—	4,3	19,78
	18	16,0	0,1	5,6	19,46
	19	16,3	0,1	5,6	19,76
	20	17,6	—	4,7	20,42
	21	19,3	—	0,7	19,72
8 % topiri experimentale	22	13,0	0,2	12,8	20,88
	23	16,6	—	6,8	20,68
	24	16,7	—	6,0	20,30
	25	17,2	—	4,4	19,84
	26	16,5	0,1	5,4	19,84
	27	18,6	—	2,0	19,80
	28	16,2	0,2	6,5	20,30
	29	14,7	0,2	8,4	19,94
	30	17,2	0,3	4,3	20,08
	31	17,8	—	2,2	19,18

Observații : proba 5 : determinarea greșită a CO ; proba 22 : rezultat accidental, neconcludent.

Gurile de vînt suplimentare prezintă o tendință pronunțată de înfundare cu zgură. Din această cauză, 22 de șarje topite în aceeași perioadă cu 7 și 8 % cocs (tabela 6), fără o supraveghere deosebită, au în medie 17,5 % CO_2, ca urmare tocmai a trecerii unei cantități mai mari de aer în zona de ardere.

Tabela 6

Procentul de cocs de topire folosit, față de încărcătura metalică	Nr. probei	Compoziția gazelor, %			
		CO_2	O_2	CO	$CO_2+O_2+0{,}6\ CO$
12 % topiri experimentale	1	13,5	0,3	9,4	19,4
	2	13,8	0,09	10,6	20,2
	3	14,3	0,6	7,5	19,6
	4	7,8	0,2	23,0	21,8
	5	14,8	0,5	9,1	20,70
	6	10,8	0,08	16,8	20,90
10 % topiri experimentale	7	15	0,09	9,9	21,0
	8	15,4	0,02	7,9	20,1
	9	16,6	0,2	6,0	20,4
9 % topiri experimentale	10	16,5	—	5,9	20,0
	11	16,6	0,19	5,8	20,2
	12	19,0	—	1,8	20,0
8 % topiri experimentale	13	15,8	0,2	7,8	20,6
	14	18,4	—	3,4	20,4
	15	18,1	—	3,9	20,4
7,8 % topiri industriale	16	16,2	—	4,2	19,0
	17	18,9	—	2,2	20,2
	18	18,0	0,2	1,8	19,2
	19	19,0	—	3,6	21,1
	20	16,4	0,3	4,3	19,2
	21	18,2	0,2	0,8	18,8
	22	17,6	0,1	5,3	20,8
	23	17,0	1,4	2,6	20,0
	24	15,7	1,8	1,6	18,4
	25	19,0	—	1,8	20,0
	26	17,2	—	4,2	19,7
	27	18,6	—	1,0	19,2
	28	17,2	0,1	3,9	19,6
	29	18,5	—	3,4	20,0
	30	15,4	0,1	9,1	20,9
	31	17,2	0,1	3,4	19,3
	32	18,6	0,4	2,4	20,4
	33	18,4	0,2	0,4	18,8
	34	19,8	—	0,8	20,2
	35	14,4	0,12	12,2	21,8
	36	19,1	—	2,1	20,3
	37	18,6	0,3	1,8	19,9

Observații : proba 4 : rezultat accidental, neconcludent ; proba 3, 21, 24, 33 : determinarea greșită a conținutului de CO.

În ceea ce privește arderile, comportarea ambelor tipuri de cubilou este identică pentru topirile cu același procent de cocs. Utilizînd metoda propusă de autori, am înscris în paralelogramul de control valorile $\Sigma O_2 = CO_2 + O_2 + 0{,}6\ CO$, rezultatele șarjei cu 12 % cocs. După cum se vede, curbele se întretaie în toate sensurile (fig. 8), denotînd dereglările momentane datorate agățărilor foarte frecvente ale încărcăturii. În schimb, curba valorilor medii din tabela 4 nu arată diferențe nici între topirile cu aceeași cantitate de cocs și nici între cele cu cocs diferit, deși este puțin probabil că, între 8 și 12 % cocs, arderile sînt identice.

În ceea ce privește aprecierea gradului de oxidare prin diferența dintre suma $CO_2 + O_2 + 0,6\ CO$ calculată și cea realizată, trebuie controlată în prealabil exactitatea analizei prin verificarea relației dintre $CO_2 + O_2$ și CO (fig. 8).

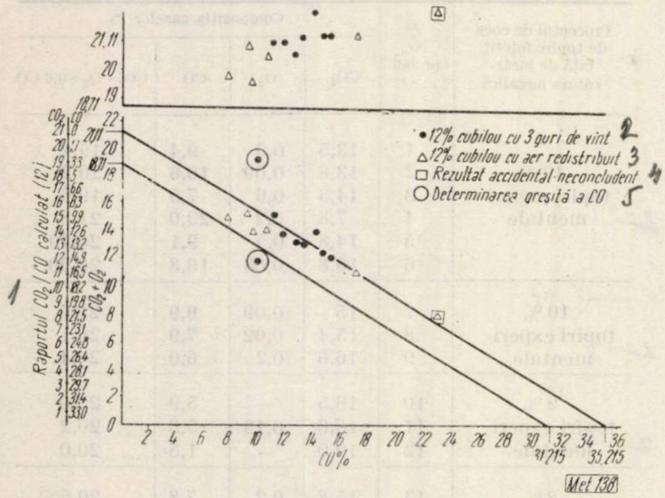


Fig. 8

Concluzii. Modificarea cubilourilor prin montarea a trei rînduri de guri de vînt în zona de reducere nu schimbă în mod practic condițiile de topire și caracteristicile metalului obținut, atunci cînd restul parametrilor rămîn neschimbați.

În principiu, considerăm interesantă studierea introducerii de aer suplimentar în zona de reducere a cubiloului dintr-o sursă separată, pentru crearea inelului de căldură mai ridicată în jurul căptușelii cubiloului în această zonă.

Indicele de combustie ridicat, menționat de autori în lucrarea citată, este caracteristic pentru topirile cu cocs puțin, nu pentru cubiloul cu aer redistribuit. Diferențele mici observate între conținutul de CO_2 din gaze la un cubilou și celălalt, îndeosebi la topirile cu cocs redus, nu influențează în mod deosebit temperatura și producția orară de fontă.

Posibilitatea de a se topi cu 7—8% cocs este identică pentru ambele tipuri de cubilouri, și aceasta rezultă în mod evident din cosultarea tabelei 4. La rezultatele obținute a contribuit și faptul că debitul de aproximativ 90 $m^3/m^2/min$ dat de ventilator, este mult mai apropiat de cantitatea optimă de aer (fig. 5), la topirea cu 8% cocs, decît cele cu cocsul ridicat. Acest aspect rezultă și din productivitatea orară, care la 10 $t/m^2/h$ reprezintă un maximum peste care excesul de aer poate fi extrem de dăunător, îndeosebi în cazul cocsului puțin.

Afirmația că, în cubiloul cu aer redistribuit arderile ar fi mai mici decît în cazul celui nemodificat, nu are nici o bază de susținere. Ea nu poate fi demonstrată nici teoretic și, după cum se vede în figura 8 și tabela 4, nu se justifică nici prin metoda propusă de autori.

Putem afirma că, dacă concluziile noastre sînt diferite de cele ale autorilor articolului citat, aceasta nu înseamnă că acordăm mai puțină importanță lucrărilor efectuate de acest colectiv. Demonstrarea faptului că timp de aproape doi ani a fost posibil să se topească cu 8% cocs ni se pare de o importanță deosebită. Este adevărat că, după părerea noastră, fonta obținută nu poate fi utilizată decît la anumite categorii de piese, la care oxidarea, temperatura mai scăzută, duritatea mai mare, nu prezintă importanță.

Dacă pentru aceste defecțiuni putem presupune că se vor găsi metode eficace pentru îndreptare, reducerea arderilor în timpul elaborării nu este posibilă fără intervenția unor factori exteriori care, mărind temperatura în zona de ardere, vor schimba caracterul oxidant al gazelor de combustie. Or, introducerea oxigenului, aerului preîncălzit, a gazului metan etc. schimbă însuși caracterul problemei.

Rentabilitatea reală a topirii cu cocs redus limitele de utilizare și caracteristicile fontei obținute, cum și unele măsuri care ar putea să îmbunătățească această fontă, constituie un aspect separat de discuție în viitor, la care ne propunem a participa.

---

[1] *Scarlat, I., Cărăbaș, N., Vlase, G.* Organizarea exploatării cubilourilor în funcție de analiza gazelor de ardere. În : Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 5, 1962. [2] *Ghirșovici, I. G.* Turnarea fontei. București, Editura tehnică, 1952. [3] *** Cubiloul cu aer preîncălzit și alte sisteme de cubilouri, București, IDT, 1952. [4] *Nicolaicik, N. P.* Calculul încărcăturii pentru cubilouri, București, Editura tehnică, 1957. [5] *Marienbach, M. L.* Intensificarea procesului de topire în cubilou, Moscova, Editura Mașghiz, 1954. [6] *Heinrich, M.* Considerații asupra cubiloului care lucrează cu atmosferă variabilă. În : Fonderie Belge, nr. 1, 1957. [7] *Matvenko, S. I.* Procesul de topire în cubilouri. Realizări actuale în turnătorie. București, IDT, 1961. [8] *Guillamon, J.* Perfecționări în procesul de utilizare al cubilourilor. În Fonderie Belge, nr. 2, 1957. [9] *Danis, Fr.* Considerații asupra cubiloului cu vînt rece. În : Fonderie Belge, nr. 119, 1955. [10] *Bidulea, N. P.* Influența fazei gazoase asupra compoziției metalului și zgurei în cubilou. În : Sovremennîi vagronocînîi proțes, Moscova, Editura Mașghiz, 1952. [11] *Patterson, W.* Legile topirii în cubilou. În : Giesserei, nr. 3, 1961. [12] *Sadogurski, L. Ia.* Rezervele topirii în cubilou, București, IDT. 1952. [13] *Neumann, F.* și *Patterson, W.* Efectul condițiilor de exploatare asupra reproductibilității rezultatelor topirii în cubilou. În : The British Foundryman, nr. 7, 1961. [14] *Ananin, A., Cernobrovkin, P. V.* Topirea fontei în cubilou. Moscova, Editura Mașghiz, 1955.

CZ 621.731.44 : 621.785.8

Răcirea semifabricatelor forjate din oțeluri Cr-Ni-Mo

4205 Kr 11/63
LEFORDITVA

Ing. PAMFIL ILIESCU, ing. CORNEL RIZESCU, ing. VASILE URSU
Uzinele „23 August" – București

In procesul tehnologic de forjare a oțelurilor aliate de construcție, operația de răcire a semifabricatelor forjate ocupă un loc important deoarece de felul cum este condusă această operație depinde, în mare măsură, posibilitatea de evitare a apariției fulgilor, defect care, în cele mai multe cazuri, duce la rebutarea piesei.

În ceea ce privește tehnologia de răcire a semifabricatelor forjate, pînă în ultima vreme, în practica diverselor uzine nu exista un punct de vedere unitar, întrucît lipsește o concepție clară asupra cauzelor și mecanismului de formare a fulgilor.

Lucrările teoretice și experimentale, întreprinse în ultimele decenii de o serie de cercetători, au dus la clarificarea multor aspecte ale acestei probleme. Astăzi, teoria hidrogenostructurală a formării fulgilor este recunoscută de majoritatea metalurgilor, teorie care a fost fundamentată de către Dubovoi încă din anul 1945. Conform acestei teorii, cauza principală de formare a fulgilor o constituie hidrogenul dizolvat în oțel, fulgii nefiind altceva decît rezultatul ruperilor statice sau dinamice ale păturilor interioare ale semifabricatelor, ca urmare a tensiunilor care apar la trecerea din starea atomică în starea moleculară a hidrogenului conținut în oțel. Reacția are loc la temperaturi joase (sub 250°C) și cu degajare mare de energie : $2\,H \rightarrow H_2 + 54{,}5$ cal/g.

Tensiunile formate cu această ocazie se cumulează cu celelalte tensiuni existente în piesă (termice sau structurale), mărind în felul acesta eforturile la care sînt supuse, local, porțiunile din interiorul metalului. Incluziunile nemetalice, neomogenitățile structurale etc. pot favoriza formarea fisurilor sub acțiunea acestor tensiuni.

Sensibiltatea oțelului la formarea fulgilor este în funcție de stabilitatea austenitei subrăcite și de mecanismul de descompunere a acesteia. Lucrările experimentale efectuate de Dubovoi au arătat că dacă regimul de răcire aplicat semifabricatelor asigură transformarea completă a austenitei la temperaturi superioare domeniului de formare a fulgilor, atunci pericolul de apariție al acestora este înlăturat (fig. 1, influența duratei de menținere la diferite temperaturi asupra prevenirii fulgilor la oțelul 30 HNMA). Pentru explicarea acestui lucru trebuie reamintit faptul că solubilitatea hidrogenului în oțel se schimbă cu temperatura și starea structurală a oțelului, fiind maximă în austenită și minimă în martensită. Transformarea totală a austenitei la temperaturi superioare duce, pe de o parte, la înlăturarea excesului de hidrogen, iar, pe de altă parte, evită degajarea bruscă a acestuia la temperaturi joase, ca urmare a transformării austenitei reziduale în martensită.

Ținînd seamă de cele de mai sus, se înțelege de ce astăzi, în majoritatea uzinelor producătoare de oțeluri speciale, calea principală de prevenire a formării fulgilor în oțel o constituie micşorarea cantității de hidrogen dizolvat, precum și crearea unor condiții favorabile de îndepărtare a excesului de hidrogen din semifabricatele forjate.

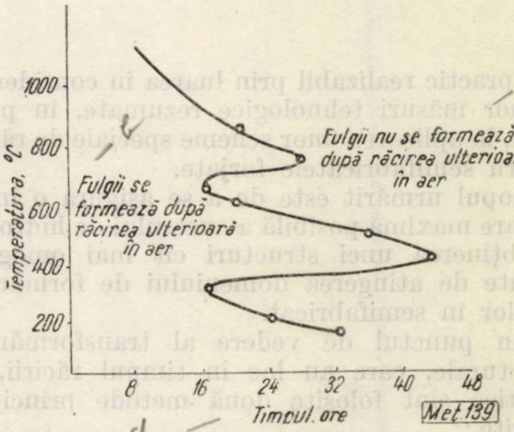


Fig. 1

Micşorarea cantității de hidrogen dizolvat în oțel depinde de gradul în care se influențează intensitatea de dezvoltare a celor două procese care se desfășoară simultan în timpul elaborării: dizolvarea hidrogenului în baia de oțel și îndepărtarea acestuia din oțel. Măsurile tehnologice eficiente în această perioadă constau în : folosirea unei încărcături curate, nehidratate, calcinarea materialelor de adaos și a feroaliajelor, fierberea intensă și suficientă a băii metalice, barbotarea oțelului înainte de evacuarea din cuptor cu azot sau argon, evitarea surselor de umezeală la turnarea în oală și lingotieră, turnarea în atmosferă de argon sau turnarea în vid.

Trebuie subliniat însă că, și în cazul respectării stricte a măsurilor tehnologice stabilite la elaborarea și turnarea oțelului, nu se înlătură pericolul de apariție a fulgilor, ci se reduce doar, într-o anumită măsură, susceptibilitatea apariției fulgilor. Aceasta, deoarece chiar respectînd condițiile de mai sus, conținutul obișnuit de hidrogen al oțelurilor electrice elaborate la cuptoare bazice este de aproximativ 5 cm^3/100 g (în cazul degajării avansate prin folosirea barbotării cu argon sau turnarea în vid, acest conținut poate fi mai mic), în timp ce oţelurile devin insensibile la formarea fulgilor abia la conţinuturi sub 1,5 cm³/100 g.

Este necesar deci ca pentru evitarea apariţiei fulgilor în semifabricatele forjate din lingou să fie eliminat excesul de hidrogen, prin stimularea procesului de difuzie la temperaturi superioare domeniului de formare a fulgilor. Acest lucru este practic realizabil prin luarea în considerare a unor măsuri tehnologice rezumate, în principiu, la aplicarea unor scheme speciale de răcire pentru semifabricatele forjate.

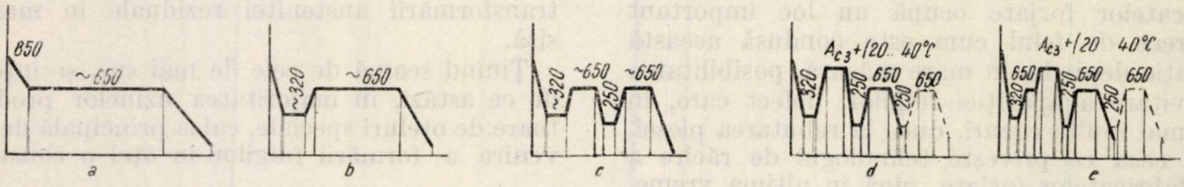


Fig. 2

Scopul urmărit este de a se asigura o îndepărtare maximă posibilă a excesului de hidrogen şi obţinerea unei structuri cît mai omogene înainte de atingerea domeniului de formare a fulgilor în semifabricat.

Din punctul de vedere al transformărilor structurale, care au loc în timpul răcirii, în practică sînt folosite două metode principial diferite:

a) Răcirea lentă în gropi de răcire cu nisip sau zgură. Această metodă este folosită, în special, pentru semifabricatele forjate sau laminate din oţeluri carbon, mai puţin sensibile la fulgi (oţeluri carbon cu $C > 0,30\%$ şi $Mn > 0,60\%$).

b) Răcirea lentă în cuptoare încălzite, cu posibilităţi de reglare şi control al procesului de răcire. Metoda este larg utilizată în majoritatea uzinelor metalurgice producătoare de oţeluri speciale. Principalele scheme de tratament termic, folosite în practica diverselor uzine, sînt redate în figurile 2, *a*, *b*, *c*, *d*, *e*.

Schema de tratament termic redat în figura 2, *b* este folosită şi la uzinele „23 August" — Bucureşti, pentru răcirea semifabricatelor forjate în diametrul de 380 mm, sau cu secţiune pătrată de 360 × 360 mm, din oţelurile 35 MoCN 20, 34 Cr-Ni-Mo 6 şi 41 MoC 11. Durata totală a ciclului este de aproximativ 210 ore, din care 110 ore reprezintă numai menţinerea la 650°C. Durata mare a acestui ciclu a impus analizarea lui — pe baza teoriei hidrogeno-structurale de formare a fulgilor — în vederea adaptării unei scheme mai raţionale de răcire a semifabricatelor forjate, care să asigure descompunerea totală a austenitei subrăcite în timpul cel mai scurt.

Realizarea scopului propus face necesară analiza gradului de descompunere a austenitei pentru diverse condiţii de răcire.

Descompunerea austenitei subrăcite, cinetica acestei descompuneri se pot urmări cel mai bine cu ajutorul unei instalaţii magnetice sau dilatometrice. În lipsa acestora, se obţin rezultate satisfăcătoare şi prin folosirea metodei metalografice, cumulată cu măsurări de microduritate, metodă utilizată, de altfel, în acelaşi scop şi de alţi cercetători.

Probele folosite la încercări, prelevate dintr-un semifabricat forjat cu diametrul de 380 mm, provenit dintr-un lingou de 6 t, au avut secţiune pătrată, cu dimensiunile de 15 × 15 × 20 mm.

Oţelul analizat a fost oţelul 35 MoCN 20, elaborat în cuptoare electrice bazice, avînd următoarea compoziţie chimică (%): C-0,35; S-0,017; P-0,019; Si-0,14; Mn-0,52; Cr-0,63; Ni-2,01; Mo-0,24.

Probele au avut granulaţie austenitică punctaj 8—9 conform scării GOST.

Încălzirea pentru austenitizare s-a efectuat în şpan de fontă la temperatura de 830 ± 10°C, la o durată de menţinere de 30 min.

După austenitizare, probele au fost răcite după următoarele variante: a) menţinere izotermă la 650 ± 5°C, urmată de răcire bruscă în apă; b) menţinere izotermă la 340 ± 5°C, urmată de încălzire şi menţinere la 650 ± 5°C, răcire în apă; c) menţinere izotermă la 250 ± ± 5°C, urmată de încălzire şi menţinere la 650 ± 5°C, răcire în apă; d) menţinere izotermă la 340 ± 5°C, urmată de încălzire la 650°C, răcire la 250 ± 5°C, încălzire şi menţinere la 650°C, urmată de răcire în apă.

Durata de menţinere a probelor la temperaturile joase (340 şi 250°C) a fost de 15, respectiv de 30 min, în timp ce la 650°C, s-a menţinut 120 şi 240 min.

Rezultatele examenului metalografic şi ale determinărilor de microduritate sînt date în tabela 1.

În microfotografiile din figurile 3, *a*, 3, *b*, 3, *c* sînt prezentate microstructurile caracteristice obţinute în următoarele condiţii: *a*) menţinere izotermă la 650°C timp de 240 min, răcire în apă; *b*) menţinere izotermă la 340°C timp de 30 min, încălzire la 650°C timp de 240 min, răcire în apă; *c*) menţinere izotermă la 250°C timp de 5 min, încălzire la 650°C timp de 120 min, răcire în apă.

Din datele cuprinse în tabela 1 şi din microfotografiile din figura 3, *c* se desprind următoarele :

Tabela 1

a Nr. probei	b Regimul de răcire de la temperatura de 830°C								H_μ $p = 25$ g	Procentul aproximativ de martensită în structură
	c Pragul I		c Pragul II		c Pragul III		c Pragul IV			
	Temperatura, °C d	Timp, min e	Temperatura, °C d	Timp, min e	Temperatura, °C d	Timp, min e	Temperatura, °C d	Timp, min e		f
41	650	120	—	—	—	—	—	—	236—725	60
2		240	—	—	—	—	—	—	240—710	60
41	340	1	650	120	—	—	—	—	200—730	50—55
4				240	—	—	—	—	210—725	50
51		5	650	120	—	—	—	—	210—730	50
5				200	—	—	—	—	235—680	40
61		30	650	120	—	—	—	—	240—760	30
6				240	—	—	—	—	221—724	30
62		30	650	120	250	120	650	120	206—240	transformare completă g
31	250	5	650	120	—	—	—	—	218—247	transformare completă g
32		30	650	120	—	—	—	—	217—236	transformare completă g

— Regimul de răcire cu menţinere după austenitizare la 650°C timp de 120 min şi, respectiv 240 min, nu asigură transformarea completă a austenitei în constituenţi corespunzători domeniului de temperaturi la care are loc menţinerea izotermă. Răcirea după acest regim a dat procentul cel mai mare de austenită netransformată (aproximativ 60%). Mărirea duratei de menţinere de la 120 la 240 min nu a modificat mult procentul de austenită transformată.

Regimul de răcire cu subrăcire la 340°C, urmată de încălzire şi menţinere la 640°C, se caracterizează printr-o descompunere mai avansată a austenitei. Astfel, după menţinerea de 30 min la 240°C şi de 240 min la 650°C, a rămas netransformată aproximativ 30% austenită. În privinţa duratei de menţinere la 650°C se păstrează aceeaşi constatare de mai sus.

Regimul de răcire cu subrăcire la temperaturi joase (varianta *c*), urmată de încălzirea şi menţinerea la 650°C, asigură transformarea completă a austenitei. Datele din tabela 1 arată că după menţinerea de 5 min la 250°C şi apoi de 120 min la 650°C, s-a obţinut structura sorbitică omogenă (fig. 3, *c*), fără austenită reziduală.

Acelaşi lucru s-a observat şi la răcirea după varianta *d* ; folosirea unei a doua trepte de subrăcire, de data aceasta însă la o temperatură mai joasă, a asigurat transformarea totală a austenitei.

Datele experimentale redate în tabela 1 ca şi microfotografiile din figurile 3, *a*, *b*, *c* dovedesc că descompunerea austenitei este influenţată în mare măsură de gradul de subrăcire la care este supusă. Cu cît este mai joasă temperatura de subrăcire, cu atît este mai mic timpul necesar descompunerii complete a austenitei.

Aceasta înseamnă că folosirea unor cicluri de tratament cu praguri de subrăcire la temperaturi relativ mari (peste 320°C) la răcirea semifabricatelor forjate din oţeluri Cr-Ni-Mo necesită durate mari pentru realizarea unei descompuneri avansate a austenitei subrăcite.

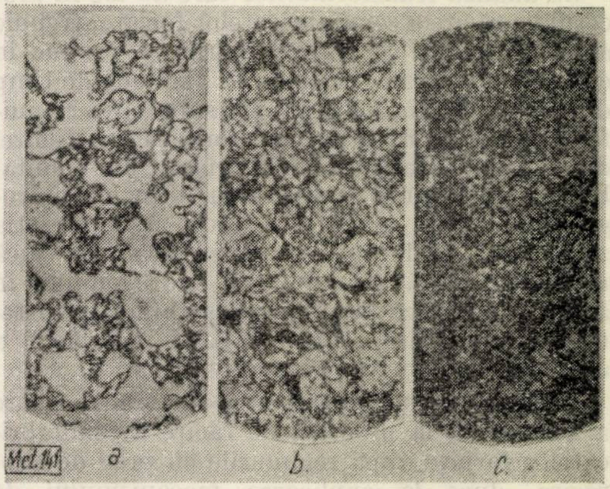


Fig. 3

De aceea, cicluri de răcire ca cele din figura 2, *a* și 2, *b* nu sînt indicate pentru astfel de oțeluri. Conform datelor experimentale obținute, rezultă că la oțelurile Cr-Ni-Mo sînt indicate cicluri de tratament cu praguri de subrăcire joase (fig. 2, *c*, 2, *d*, 2, *e*), care asigură descompunerea totală a austenitei într-un timp minim, fără a exista pericolul de apariție a fulgilor. Aceste cicluri de tratament sînt fie cu recristalizare (fig. 2, *d* și 2, *e*), fie fără recristalizare (fig. 2, *c*). Utilizarea schemelor cu recristalizare are în vedere crearea unor condiții favorabile descompunerii austenitei în timpul răcirii ulterioare. Aceasta se bazează pe constatarea că asupra stabilității austenitei subrăcite, a unui oțel de anumită compoziție chimică, influențează, alături de gradul de subrăcire, și alți factori ca : temperatura de austenitizare pentru forjare, temperatura de sfîrșit a forjării și gradul de forjare. Încălzirea cu recristalizare influențează în direcția înlăturării efectului pe care îl au acești factori asupra stabilității austenitei subrăcite.

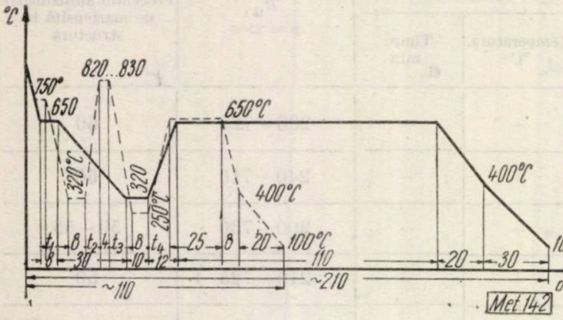


Fig. 4

La analiza transformărilor care au loc în procesul de răcire a semifabricatelor forjate, trebuie avut în vedere că transformările se produc în diferite puncte ale secțiunii, în perioade de timp diferite și la diferite grade de subrăcire. Neuniformitatea în timp a transformării austenitei din zonele exterioare și interioare ale semifabricatului asigură accelerarea difuziei hidrogenului atît în afara piesei, cît și în direcția zonei mai calde în care austenita este încă netransformată. Acumularea hidrogenului în aceste zone duce la ridicarea stabilității austenitei, împiedicînd transformarea completă a acesteia în domeniul respectiv.

Aplicarea schemei generale de transformare a austenitei, la procesul de răcire a semifabricatelor forjate după regimurile cu prag de subrăcire, duce la explicarea mecanismului de îndepărtare a excesului de hidrogen și de descompunere a austenitei subrăcite.

Astfel, în perioada de răcire de la temperatura de forjare pînă la aproximativ 320°C, procesul care are loc decurge după următoarea schemă :

$$\mathrm{Fe}\gamma_{\substack{C=a_0\\ M=b_0\\ H=p_0}} \rightarrow [\mathrm{Fe}\alpha_{\substack{C\geqslant a_1\\ N\geqslant b_1\\ P_0>H\geqslant p_1}} + \mathrm{Fe}\gamma_{\substack{C>a_0\\ N\geqslant b_0\\ H\geqslant p_0}} + \mathrm{H}\uparrow]_{\substack{C=a_0\\ M=b_0\\ H=p_0}} \quad (1)$$

$$\mathrm{Fe}\gamma_{\substack{C>a_0\\ M\geqslant b_0\\ H\geqslant p_0}} \rightarrow [\mathrm{Fe}\alpha_{\substack{C\geqslant a_1\\ M\geqslant b_1\\ p_0>H\geqslant p_1}} + (\mathrm{Fe,M})_3\mathrm{C}_{\substack{M\geqslant b_0\\ H\leqslant p_0}} +$$

$$+\mathrm{Fe}\gamma_{\substack{C>a_0\\ M\geqslant b_0\\ H\geqslant p_0}} + \mathrm{H}\uparrow]_{\substack{C>a_0\\ M\geqslant b_0\\ H\geqslant p_0}} \quad (2)$$

în care : a_0 este conținutul inițial de carbon în austenită ; b_0 — conținutul inițial de elemente de aliere în austenită ; p_0 — conținutul inițial de hidrogen în austenită ; a_1 — limita de solubilitate a carbontului în ferită ; b_1 — limita de solubilitate a elementului de aliere în ferită ; p_1 — limita de solubilitate a hidrogenului în ferită $a_0 > a_1$; $b_0 > b_1$; $p_0 > p_1$.

Cantitatea de austenită subrăcită, obținută în urma menținerii la primul prag de subrăcire, este supusă în continuare acțiunii încălzirii și menținerii la temperatura de aproximativ 650°C. Încălzirea de la temperatura de subrăcire provoacă intensificarea proceselor de difuzie.

Creșterea mobilității atomilor de carbon și hidrogen ușurează separarea lor din austenită, fapt care duce la accelerarea fenomenului de descompunere a acesteia.

Schematic, procesul poate fi reprezentat astfel :

$$\mathrm{Fe}\gamma_{\substack{C>a_0\\ M\geqslant b_0\\ H\geqslant p_0}} \rightarrow [\mathrm{Fe}\alpha_{\substack{C\geqslant a_1\\ M\geqslant b_1\\ p_0>H\geqslant p_1}} + (\mathrm{Fe,\ M})_3\mathrm{C}_{\substack{M\geqslant b_0\\ H<p_0}} + \mathrm{H}\uparrow]_{\substack{C>a_0\\ M\geqslant b_0\\ H\geqslant p_0}} \quad (3)$$

Trebuie subliniat că la încălziri peste 500—550°C are loc și o anumită redistribuire a elementelor de aliere între ferită și cementită, fenomen favorabil, de asemenea, degajării în continuare a hidrogenului, în cazul transformării complete a austenitei subrăcite care poate fi reprezentat astfel :

$$[\mathrm{Fe}\alpha_{\substack{C\geqslant a_1\\ M\geqslant b_1\\ p_0>H\geqslant p_1}} + (\mathrm{Fe,\ M})_3\,\mathrm{C}_{\substack{M\geqslant b_0\\ H<p_0}}]_{\substack{C=a_0\\ M=b_0\\ H<p_0}} \rightarrow$$

$$\rightarrow [\mathrm{Fe}\alpha_{\substack{C\geqslant a_1\\ M\geqslant b_1\\ p_0>H\geqslant p_1}} + (\mathrm{Fe,M})_3\mathrm{C}_{\substack{M>b_0\\ H<p_0}} + \mathrm{H}\uparrow]_{\substack{C=a_0\\ M=b_0\\ H\geqslant p_1}} \quad (4)$$

În aceste scheme s-a admis că după primul prag de subrăcire, urmat de încălzire și menținere la 650°C, austenita s-a transformat complet, lucru realizabil doar pentru oțelurile slab aliate. Spre deosebire de aceasta, la oțelurile puternic aliate este necesară, pentru asigurarea descompunerii totale a austenitei, repetarea ciclului. Existenţa unor transformări martensitice, ca urmare a utilizării regimurilor de tratament cu praguri de subrăcire joasă, poate fi descrisă prin scheme asemănătoare.

Datele experimentale obţinute, ca şi observaţiile făcute mai sus, ne-au permis să adoptăm la răcirea semifabricatelor forjate din oţel Cr-Ni-Mo, de dimensiuni relativ mari (diametrul 400 mm), ciclul de tratament termic redat în figura 4. La fixarea duratelor de timp necesare fiecărei trepte de temperatură s-au folosit datele existente în literatura de specialitate, rezultate din practica experimentării diagramelor de acelaşi tip, la oţeluri similare.

Folosirea acestei diagrame duce, în cazul nostru, la micşorarea aproape la jumătate a duratei afectate răcirii după forjare (de la 210 ore la 110 ore) şi, prin aceasta, la reducerea ciclului de fabricaţie a pieselor finite, precum şi la creşterea corespunzătoare a productivităţii gropilor de răcire.

Noul ciclu este însoţit de o creştere apreciabilă a caracteristicilor mecanice, în special a rezilienţei. Asupra acestui aspect vom reveni într-o altă lucrare.

Concluzii : Răcirea semifabricatelor forjate trebuie condusă astfel încît să asigure transformarea austenitei subrăcite într-un interval de timp minim şi într-un domeniu de temperatură la care nu numai îndepărtarea hidrogenului este maximă, ci şi produsele de descompunere au proprietăţi plastice ridicate.

În cazul oţelurilor de construcţie aliate Cr-Ni-Mo, rezultatele cele mai bune se obţin prin folosirea regimurilor de tratament cu praguri de subrăcire joasă. Pragurile de subrăcire utilizate la aceste regimuri trebuie să fie superioare domeniului de formare a fulgilor. Încălzirea de la temperatura de subrăcire este favorabilă eliminării, în continuare, a hidrogenului şi obţinerii unei structuri cu proprietăţi plastice ridicate.

[1] *Tovpeneţ, E. S.* Răcirea semifabricatelor forjate din oţeluri sensibile la fulgi. În : Metallovedenie i termicescaia obrabotca metalov, nr. 2, 1959, p. 7–14. *Tovpeneţ, E.S.* Influenţa regimului de tratament termic asupra stabilităţii austenitei subrăcite. În : Stal, nr. 7, 1957, p. 642–643. *Brainin, E. I.* Cinetica descompunerii austenitei subrăcite la oţelurile Cr-Ni-Mo în cazul răcirii izoterme în două trepte. În : Izvestia vîsşih ucebnîh zavedenie. Ciornaia metalurghia, U.R.S.S., nr. 8, 1962, p. 100–107. * * * Metallovedenie i termicescaia obrabotca spravocinic. Moscova, Metalurghizdat, vol. II, 1962, p. 874–878. *Iliescu, P., Rizescu, C* şi *Ursu, V.* Fulgii şi metodele tehnologice de evitare a apariţiei lor în semifabricatele forjate mari. În : Analele romîno-sovietice, seria metalurgie, nr. 3, 1962, p. 36–44.

CZ 669.715 : 621.97.07 : 621.431–242

Deformarea plastică a aliajelor de aluminiu speciale pentru pistoane

Ing. PETRE MARCU, ing. BARTOLOMEU VASILESCU,
ing. MIRCEA CABA şi ing. ION BOCK *
Institutul de cercetări metalurgice

În vederea stabilirii parametrilor optimi de prelucrare prin deformare plastică, în cadrul Institutului de cercetări metalurgice, a fost studiat aliajul complex de aluminiu ACD. Acest aliaj face parte din grupa aliajelor de aluminiu greu deformabile, cu proprietăţi mecanice ridicate atît la temperatura normală, cît şi la temperatura de 200–300°C.

Datorită acestor calităţi, aliajul ACD este indicat să fie întrebuinţat la fabricarea pistoanelor şi a altor repere supuse la solicitări în condiţiile unor temperaturi ridicate.

În tabela 1 este dată compoziţia chimică a aliajului ACD, comparativă cu a aliajului AK4 folosit în U.R.S.S., conform GOST 4784-49.

Tabela 1

Aliaj	Compoziţia chimică, %							
	Cu	Mg	Si	Ni	Fe	Ti	Mn	Zn
ACD	2,1–2,4	1,40–1,55	0,70–1,00	1,1–1,50	1,20–1,50	0,04–0,1	—	—
AK4	1,9–2,5	1,4–1,8	0,50–1,20	1,00–1,50	1,1–1,60	0,05–0,12	0,2	0,3

Cu titlu informativ, pentru aceste aliaje extrudate şi tratate termic, se menţionează următoarele caracteristici mecanice şi fizice : rezistenţa la rupere σ_r minim = 35 kgf/mm^2; alungirea δ_5 minim = 10 %; duritatea Brinell HB minim = 120 kgf/mm^2; greutatea specifică γ minim = 2,75 kg/dm^3; coeficientul de dilatație $\alpha_{0-100} = 22 \times 10^{-6}$; $\alpha_{100-200} = 23,3 \times 10^{-6}$; $\alpha_{200-300} = 23,8 \times 10^{-6}$.

Trebuie menţionat faptul că pistoanele, fabricate prin matriţare din aliajele ACD şi AK4 în stare extrudată, pînă în prezent sînt de neînlocuit.

---

* La lucrările executate în cadrul uzinelor au colaborat : ing. *M. Codreanu*, ing. *Gh. Marinescu* şi ing. *A. Vasiliu*.

În vederea extruziunii s-au folosit calupuri din aliaj ACD, turnate semicontinuu la o instalație cu cristalizator, cu diametrul de 250 mm și dispozitiv cu role pentru antrenarea lingourilor. Calupurile au fost debitate și decojite la diametrul de 235 × 400—450 mm. Studiul microstructurii unui lingou din aliaj brut arată o cristalizare relativ uniformă pe secțiune. La periferie se distinge un inel de cristale mai fine, corespunzător zonei de răcire intensă. În figura 1 (× 200, atac: HF 0,5 %) este dată microstructura aliajului ACD brut turnat. În masa soluției solide α de aluminiu se observă, sub formă de rețea, compuși definiți. Pentru stabilirea parametrilor orientativi (temperatura de încălzire, durata de încălzire și efortul de deformare) s-au confecționat probe de compresiune din aliaj ACD brut turnat cu diametrul 30—50 mm. Aceste probe de laborator au fost încălzite la temperaturi cuprinse între 340—540°C la diverse durate și supuse refulării, ele provenind din șarje a căror compoziție chimică s-a încadrat în limitele prescrise.

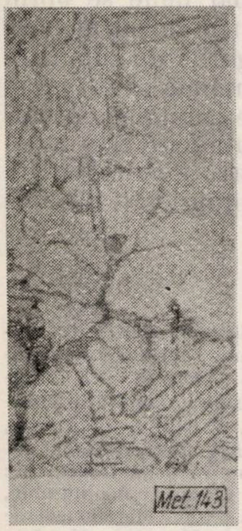


Fig. 1

Probele încălzite la temperaturi mai mari de 530°C au crăpat chiar sub sarcini mici (sub 10 kgf/mm²), fără a se înregistra o reducere simțitoare a înălțimii. La probele încălzite la temperaturi cuprinse între 440—520°C s-a constatat existența unui interval optim de compresiune (efortul de presare fiind destul de redus, de 15—30 kgf/mm²), în limitele căruia materialul are proprietăți plastice foarte bune, înregistrîndu-se reduceri ale înălțimii care depășesc 50 %, fără fisurare.

La temperaturi sub 400°C, materialul este mai puțin plastic, efortul necesar deformării este mult mai mare (50 kgf/mm²), iar reducerile de înălțime sînt foarte mici.

De asemenea, se observă fisuri în material, orientate la 45° față de direcția de presare.

În diagrama din figura 2 se arată influența timpului de încălzire asupra efortului de presare la 480°C, iar în figura 3 — domeniile de prelucrare plastică stabilite în urma încercărilor preliminare pentru aliajul ACD.

Pentru încercările de extruziune s-a folosit o presă orizontală de 2 000 t tip Hidraulik-Duisburg. Dimensiunile interioare ale bucșei conteinerului au fost 240 × 980 mm, iar orificiul matriței cu diametrul de 125 mm. Ansamblul setului de presare folosit este redat în figura 4 (*1* — conteiner ; *2* — matriță ; *3* — șaibă de presare ; *4* — dorn ; *5* — bucșa conteinerului ; *6* — jug matriță ; *7* — calup ; *8* — bară extrudată).

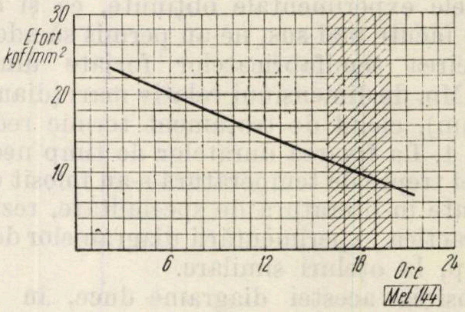


Fig. 2

Încălzirea calupurilor s-a realizat într-un cuptor cu flacără indirectă, lung de 10 m, cu vatra înclinată.

Primele încercări de extruziune au avut drept scop să stabilească durata minimă de încălzire necesară pentru punerea în soluție a constituenților fragili. Pentru aceasta, înainte de a fi introduse la presare, s-au încălzit 10 calupuri timp de 10, 12, 14, 16 și 18 ore, la temperatura de 450^{+10}_{-20} °C.

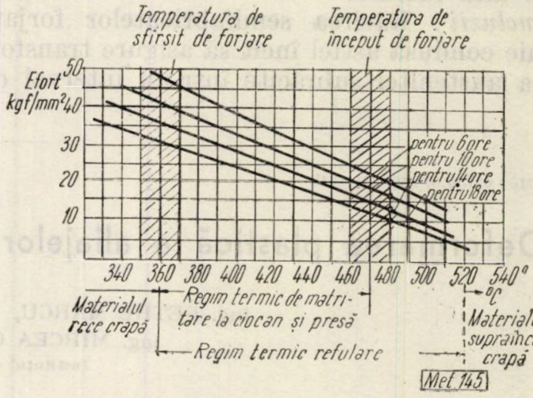


Fig. 3

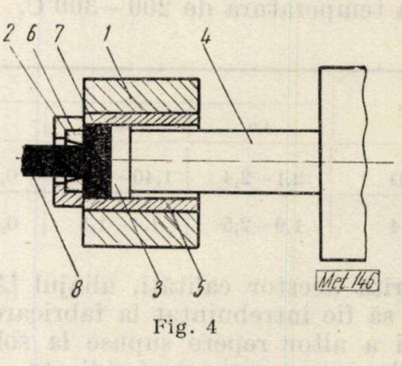


Fig. 4

Ungerea bucșei conteinerului și a matriței s-a realizat cu un amestec de ulei de silicon cu grafit 10 %.

Rezultatele încercărilor sînt date în tabela 2.

Tabela 2

Nr. calupului	Durata de încălzire, h	Temperatura de încălzire, °C	Observații
1	10	450	neextrudat
2	10	435	neextrudat
3	12	460	neextrudat
4	12	450	neextrudat
5	14	430	extrudat două treimi
6	14	440	extrudat total
7	16	440	extrudat total
8	16	440	extrudat total
9	18	450	extrudat total
10	18	450	extrudat total

În urma încercărilor s-a constatat că durata minimă de încălzire, pentru punerea în soluție a constituenților fragili, este de 16 ore.

O altă serie de încercări a avut drept scop stabilirea temperaturii optime de încălzire a calupurilor, în vederea extruziunii aliajului studiat. Pentru aceasta, calupurile au fost încălzite, timp de 10—20 ore, pătruns și omogen, la temperaturi cuprinse între 380—470°C. Ungerea bucșei conteinerului și a matriței s-a realizat cu un amestec de ulei de cilindru cu 15% grafit. Matrița și conteinerul au fost preîncălzite înaintea presării, la temperatura de 150—200°C. Temperatura fiecărui calup a fost măsurată înainte și după presare cu ajutorul unui termocuplu de contact. Rezultatele încercărilor sînt date în tabela 3.

Din analiza datelor prezentate în tabela 3 se pot trage următoarele concluzii :

— calupurile 1—4, încălzite la temperaturi sub 420°C, nu au putut fi extrudate din lipsă de plasticitate, la o forță de presare asigurată de utilaj ;

— calupurile 5—12, încălzite la temperaturi cuprinse între 420—440°C, au avut plasticitatea bună. Barele extrudate din aceste calupuri au corespuns calitativ ;

— calupurile 13—16, încălzite la temperaturi de peste 330—450°C, deși au avut o plasticitate bună, din cauza temperaturilor înalte, barele rezultate au prezentat fisuri la cald și alte defecte de suprafață.

Datorită unei ungeri abundente, calupurile *1*, *2*, *3*, *6*, *7* și *9* s-au răcit la suprafață. Din acest motiv, temperatura barei extrudate a fost mai mică decît aceea a calupului din care a provenit. Restul de calupuri s-au presat în condițiile unei ungeri normale. În cazul ungerii abundente nu s-a observat o îmbunătățire a procesului de extruziune.

Parametrii stabiliți au fost verificați în cazul încercărilor semiindustriale și sînt reproduși în producția curentă.

În cursul încercărilor semiindustriale s-a constatat rolul important pe care-l are, în procesul de extruziune, omogenitatea temperaturii în secțiunea calupului. În cazul în care, pentru încălzirea calupurilor se folosesc cuptoare obișnuite (cu gaz sau electrice, fără recirculație de aer), în acestea pot lua naștere zone cu temperaturi diferite. Datorită manevrei de avans a materialului prin aceste zone pot exista calupuri încălzite neomogen.

Extrudarea unui calup a cărui temperatură este mai mare de 450°C duce la apariția unor defecte de suprafață (fisuri) sau chiar de adîncime (rupturi).

Coeficientul de frecare, care ia naștere la trecerea materialului prin matriță și bucșa conteinerului, are un rol important în procesul studiat. În cazul cînd în timpul presării, între material și matriță apar frecări mari, barele extrudate vor rezulta cu tensiuni interne ridi-

Tabela 3

Nr. calupurilor	Dimensiunile calupurilor, mm	Date privind extruziunea		Date asupra barei extrudate		
		temperatura calupurilor, °C	presiunea de extruziune, kgf/cm²	durata extruziunii, s	temperatura bară, °C	aspect
1	235×405	380	170*	14	365	neextrudat
2	235×420	380	170*	13	360	neextrudat
3	235×430	400	180*	13	380	neextrudat
4	235×430	400	170*	14	420	neextrudat
5	235×430	420	120	9	460	extrudat
6	235×385	420	110	9	410	extrudat
7	235×385	425	110	9	410	extrudat
8	235×430	430	110	9	455	extrudat
9	235×410	430	110	10	405	extrudat
10	235×440	430	100	10	455	extrudat
11	235×420	440	110	8	460	extrudat
12	235×430	440	110	10	460	extrudat
13	235×420	450	90	9	480	extrudat lipituri
14	235×420	450	90	9	485	extrudat fisurat la cald
15	235×420	460	90	9	490	extrudat fisurat la cald
16	235×420	470	70	9	480	extrudat fisurat la cald

* Datorită lipsei de plasticitate a materialului, deși s-a mărit forța de presare, s-a blocat presa.

cate, care, în anumite condiţii, pot provoca crăpături sau fisuri.

În figura 5 este dată secţiunea unei bare care s-a fisurat în parte datorită faptului că tensiunile interne, produse de frecarea mare, au depăşit rezistenţa materialului, iar pe de altă parte, din cauza unei încălziri necorespunzătoare a calupului.

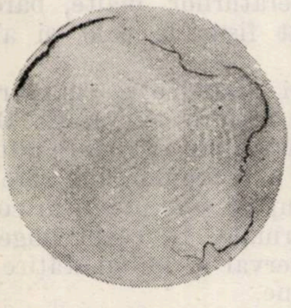


Fig. 5

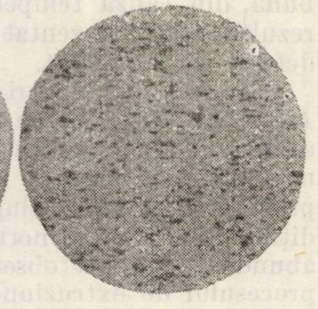


Fig. 6

Reducerea coeficientului de frecare se realizează atît printr-o ungere adecvată, cît şi prin prelucrarea „oglindă" a sculelor care, în timpul curgerii materialului vin în contact cu acestea.

S-a constatat că, în timpul încălzirii calupurilor, la suprafaţa acestora aderă praf de şamotă şi alte incluziuni de pe vatra cuptorului. Introducerea în conteiner a unor astfel de calupuri măreşte coeficientul de frecare dintre material şi scule, ceea ce înrăutăţeşte procesul de extruziune. Pentru înlăturarea acestui neajuns s-a încercat presarea unor calupuri cu un diametru cu 2–3 mm mai mare decît diametrul bucşei conteinerului. Prin presarea forţată în conteiner, calupul se decojeşte, rezultînd un inel. Suprafaţa exterioară a barelor astfel extrudate este mai curată.

Din barele extrudate s-au prelevat epruvete prin detaşarea capătului din faţă al barei la lungimea de minimum 100 mm, tăind apoi cîte patru epruvete din secţiunea rămasă. Epruvetele obţinute s-au tratat termic, încălzindu-le la cca. 505°C/4h, călindu-le în apă caldă (80°C) şi îmbătrînindu-le la 170°C/14 h.

Datorită dimensiunilor constructive ale presei, coroiajul maxim la care se pot obţine bare cu diametrul de 125 mm este de 3,7. Proprietăţile obţinute la barele cu diametrul de 125 mm au fost comparate, în tabela 4, cu proprietăţile unor bare cu diametrul de 30 mm, presate la un coroiaj de 13, şi ale barelor cu diametrul de 120 mm din AK4 (coroiaj 9).

Din analiza tabelei 4 reiese clar influenţa favorabilă a măririi coroiajului asupra proprietăţilor mecanice şi în special asupra alungirii δ_5.

În figura 6 se prezintă microfotografia unei probe prelevate din bara extrudată, cu diametrul de 125 mm.

Se observă că reţeaua de compuşi şi structura brută de turnare sînt distruse. Se obţine o structură uniformă, cu compuşi sfărîmaţi şi orientaţi în direcţia extruziunii.

Din barele cu diametrul de 125 mm s-a încercat matriţarea pistoanelor pentru motoare Diesel de mare putere.

Tabela 4

Materialul cercetat	Diametrul barei extrudate, mm	Coroiaj	σ_r kgf/mm²	δ_5, %	HB, kgf/mm²
ACD extrudat *	125	3,7	35	7,7	122
ACD extrudat *	30	13	40	12	138
AK4 Prescripţie	120	9	min 36	min 8	min 110

* Valorile sînt medii.

Operaţia a decurs astfel: din barele extrudate s-au debitat calupuri cu diametrul de 125 × 385 mm, care au fost apoi încălzite în vederea refulării. Încălzirea s-a făcut într-un cuptor electric cu rezistenţe la o temperatură de 460 ± 10°C. S-a constatat că o menţinere timp de şase ore a calupurilor provenite din bare extrudate este suficientă pentru a conferi materialului plasticitatea necesară. Refularea s-a făcut la un ciocan de 1 300 kg, la dimensiunile de 175 × 185 mm. Temperatura calupurilor s-a măsurat, înainte şi după refulare, cu ajutorul unui termocuplu de contact.

S-a constatat că intervalul de refulare este cuprins între 380–470°C. Durata refulării este în medie de 2 min.

În vederea matriţării, calupurile refulate au fost reintroduse în cuptor şi reîncălzite la temperatura 450 ± 10°C, timp de 4–6 ore (menţinere pe palier).

Matriţarea s-a executat la un ciocan matriţor cu şabotă mobilă de 20 000 kgm tip Béché. Dornul şi matriţa au fost unse cu ulei de cilindru – grupa 300 – amestecat cu 15% grafit coloidal. Pentru matriţarea unui piston sînt necesare 10–13 lovituri. Debavurarea se realizează pe o presă de ştanţat de 250 t. Operaţia se execută din acelaşi cald.

Pistoanele matriţate sînt supuse apoi tratamentului termic după următorul regim: încălzirea în decurs de circa trei ore pînă la temperatura de 505°C, menţinerea la această tempera-

Tabela 5

	Proba	kgf/mm²	δ_5, %	HB. kgf/mm²
Piston I	longitudinal,	34,1	10,8	107
	transversal	33,0	8,2	107
Piston II	longitudinal,	37,8	14,7	121
	transversal	38,4	11,1	121
Piston III	longitudinal,	36,7	13,6	117
	transversal	37,6	12,4	117

tură timp de patru ore, urmată de o călire în apă caldă la 80°C. Timpul de manevră între scoaterea din cuptor și introducerea în baia de călire trebuie să fie de maximum 30 s. Îmbătrînirea se realizează prin menținerea pistoanelor călite timp de 14 ore la 170°C.

Proprietățile mecanice medii obținute la pistoanele tratate sînt redate în tabela 5.

Concluzii. Din rezultatele încercărilor s-au putut stabili parametrii principali ai procesului tehnologic în condițiile de lucru descrise, unii dintre aceștia fiind diferiți de cei indicați în literatura de specialitate.

Astfel, s-a constatat că, în condițiile de experimentare, pentru extruziunea sau prelucrarea prin forjare-matrițare a aliajului ACD brut turnat, este necesar un timp de încălzire a materialului de minimum 16 ore. Aceasta, deoarece aliajul ACD conține șase elemente de aliere, care însumează circa 7% din compoziție și formează o rețea de compuși duri și fragili.

Temperatura de încălzire optimă, pentru prelucrarea prin deformație plastică a acestui material, este de 460 ± 10°C.

Trebuie menționat că același aliaj extrudat sau preforjat la o nouă prelucrare plastică nu are nevoie decît de o încălzire de circa patru ore (25% din timpul necesar pentru aliajul brut turnat), deoarece rețeaua de constituenți fragili a fost sfărîmată. Pentru extruziune, deși problema ungerii este controversată în literatura de specialitate, din experimentări a rezultat că aceasta influențează favorabil procesul.

O altă concluzie este aceea că, pentru a obține bare drepte, cu diametrul mai mare de 80 mm, este necesar să se folosească ghidaje la ieșirea acestora din matriță.

CZ 621.793.7 : 620.197 : 669.718.56

Metalizarea prin pulverizare, procedeu modern de protecție contra coroziunii metalelor și de acoperire în vederea alitării

FLORIAN GEORGESCU și ION BURCIOIU
ITCME

Începînd din anul 1960, ITCME din București a luat în cercetare posibilitatea perfecționării și aplicării procedeului de metalizare prin pulverizare, în scopul protejării anticorosive a utilajelor.

Succesul metalizării, fie că se folosesc aparate electrice, fie aparate cu gaze, poate fi asigurat printr-o bună pregătire a suprafeței pe care urmează să se facă depunerea și prin stabilirea și menținerea constantă a parametrilor tehnologici optimi.

Parametrii tehnologici principali ai metalizării prin pulverizare sînt următorii: temperatura de încălzire a metalului de aport care este funcție de intensitatea și tensiunea curentului electric, respectiv de debitul, presiunea și raportul de amestec al oxigenului și gazului; debitul și presiunea aerului comprimat care pulverizează și proiectează metalul topit; viteza de înaintare a sîrmelor, în cazul aparatului electric sau a sîrmei în cazul aparatului cu flacără, respectiv debitul de alimentare în cazul utilizării metalului sub formă de pulbere; distanța de la locul de topire și pulverizare pînă la suprafața de metalizat; poziția aparatului față de suprafața de metalizat. Datorită faptului că procesul tehnologic decurge cu o viteză relativ mare, reglarea și menținerea constantă a tuturor parametrilor constituie greutatea cea mai mare în aplicarea procedeului.

Mici abateri ale unor factori care influențează parametrii tehnologici pot să ducă la întreruperea procesului, uneori chiar la deteriorarea aparatului, la rebutarea pieselor sau la scăderea calității stratului depus.

Datorită acestui fapt, aplicarea și extinderea procedeului de metalizare prin pulverizare se pot face numai în urma unor minuțioase încercări pentru stabilirea parametrilor tehnologici specifici pentru fiecare lucrare și aparat în parte.

Acolo unde s-a ținut seamă de aceste considerații și s-a insistat pînă în cele mai mici amănunte, s-au obținut rezultate bune.

Un rol hotărîtor în procesul de metalizare îl are aparatul. În cazul metalizării, în scopul protecției anticorosive, aparatul trebuie să îndeplinească următoarele condiții: să depună un strat fin, uniform, cu porozitate redusă și fină și fără defecte care să permită coroziunea materialului de bază; să poată fi manevrat ușor pentru a permite metalizarea suprafețelor metalice diferite ca formă și dimensiuni, în special la utilajele și construcțiile metalice mari; să asigure o funcționare continuă și constantă pe o durată cît mai lungă; să nu fie necesare agregate sau instalații greu de realizat și neeconomice.

În publicațiile tehnice de specialitate sînt opinii diferite în privința alegerii aparatului de metalizare, în scopul protecţiei anticorosive; aşa, de exemplu, nu rezultă cu certitudine dacă aparatele electrice sau cele cu gaz sînt mai indicate în acest scop. Din această cauză au fost necesare încercări cu diferite aparate de metalizare fabricate în ţară şi străinătate pentru analiza comportării lor în timpul lucrului, pentru verificarea calităţii stratului depus şi pentru analiza comparativă a eficienţei economice.

În urma acestor analize şi încercări a rezultat că cele mai bune rezultate pentru protecţia anticorosivă, date de aparatele încercate, au fost obţinute cu aparatul cu gaze tip AD1 fabricat în R. S. Cehoslovacă.

Aparatul cu arc electric de metalizat prin pulverizare tip IMA-IOR fabricat în R.P.R. se pretează bine la recondiţionarea pieselor şi, în general, la metalizarea cu oţel. Defectul cel mai frecvent al aparatelor încercate constă în reglarea dificilă şi cu dese întreruperi ale procesului.

Analizînd rezultatele încercărilor şi folosind experienţa proprie în domeniul metalizării, ITCME a proiectat un aparat de metalizare cu gaz, tip UF$_2$.

Prototipul a fost executat în două exemplare de către întreprinderea „Prototip" din Bucureşti. Aparatul a fost omologat şi are următoarele caracteristici tehnice: greutatea aparatului 1,150 kg; viteza de înaintare a sîrmei 0,8—3,5 m/min; forţa de înaintare a sîrmei de cupru cu diametrul de 2,5 mm minimum 8 kg; capacitatea de pulverizare, kg/h:

	Zn	Al	Cu	Pb
cu acetilenă	6—8	2—3	3,5—5	12—15
cu gaz metan	5—7	1,5—2,5	—	8—11

Pentru perfecţionarea aparatelor şi pentru stabilirea parametrilor tehnologici optimi s-au făcut numeroase încercări de metalizare cu zinc, aluminiu, cupru şi plumb.

La început s-au făcut încercări de metalizare a unor plăci de tablă, apoi s-a trecut la metalizarea de piese şi de construcţii metalice.

Pe calea încercărilor s-a stabilit influenţa pregătirii suprafeţei de metalizat, cele mai bune rezultate obţinîndu-se prin metalizarea suprafeţelor proaspăt sablate, şi influenţa fiecărui parametru tehnologic reglabil, şi anume: presiunea oxigenului, a gazului şi a aerului la secţiuni constante ale duzelor, viteza de înaintare a sîrmei, distanţa de la aparat la suprafaţa de metalizat, înclinarea aparatului faţă de suprafaţa de metalizat etc.

În figura 1 se arată schema instalaţiei de metalizare UF2 (1 — compresor de aer (cu rezervor tampon şi filtru de aer); 2 — baterie pentru reglarea aerului; 3 — baterie pentru reglarea gazului de la reţea; 4 — recipient de oxigen; 5 — suport reglabil pentru debitarea sîrmei; 6 — furtun pentru gaz-oxigen-aer; 7 — aparat pentru metalizare; 8 — nişă pentru aspirat gazele; 9 — exhaustor; 10 — ciclon).

În comparaţie cu aparatele încercate, aparatul de tip UF2 prezintă următoarele avantaje: se aprinde şi se porneşte uşor fără explozii; amestecul de gaze şi viteza de înaintare a sîrmei se reglează uşor şi simplu; are cea mai mică greutate dintre aparatele încercate; are productivitate specifică comparabilă cu a celor mai bune aparate; este uşor de manevrat în timpul lucrului; funcţionează constant, fără întreruperi.

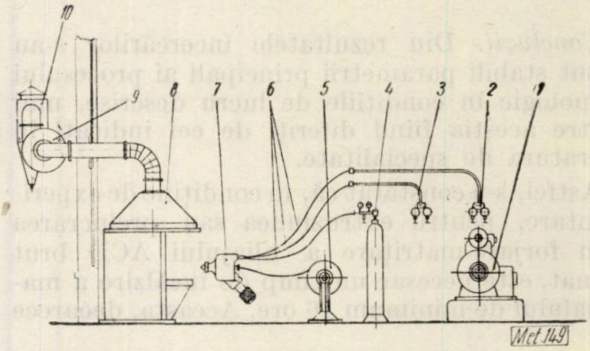


Fig. 1

Încercările de metalizare s-au făcut cu sîrmă de aluminiu, zinc şi cupru, cu diametrul de 2,5 mm.

În urma încercărilor s-au stabilit parametrii tehnologici arătaţi în tabela 1.

Tabela 1

Parametrul	Unitatea de măsură	Material de aport		
		aluminiu	zinc	cupru
Presiunea acetilenei	at	1—1,2	0,8—0,9	1,4—1,5
Presiunea oxigenului	at	3,2—3,5	3—3,2	5,5—5,8
Presiunea aerului	at	3,5—4	3,5—4	3,8—4
Viteza de înaintare a sîrmei	m/min	2,5—3	3—3,2	2,2—2,5
Distanţa de la duza aparatului pînă la suprafaţa de metalizat	cm	20—25	20—23	22—25
Înclinarea aparatului faţă de suprafaţa de metalizat	grade	65—85	60—80	65—85

Cu parametrii tehnologici stabiliţi au fost metalizate plăcuţe de oţel sablat de dimensiunile: 160 × 60 × 2 mm.

Grosimea stratului depus prin metalizare a fost de 0,15—0,25 mm.

La încercările de aderenţă a stratului, făcute prin îndoirea plăcuţelor la un unghi de 90°, cu raza de 25 mm, s-au obţinut următoarele rezultate date, în procente, de suprafaţa cu stratul neexfoliat: la metalizarea cu aluminiu

70—90%, în medie 80,5%; la metalizarea cu zinc 90—100%, în medie 93%; la metalizarea cu cupru 65—85%, în medie 68,5%.

În figura 2 sînt reprezentate, grafic, rezultatele încercării de aderență. Aderența stratului depus se poate aprecia și din micrografiile (×100) din figura 3 (*a*—metalizat cu cupru, grosimea stratului 0,22 mm, contact imperfect, intercalări de pelicule de oxizi; *b* — metalizat cu aluminiu; grosimea stratului 0,176 mm; aderență satisfăcătoare, și *c* — metalizat cu zinc; grosimea stratului 0,231 mm; aderență bună). Din încercări rezultă că cea mai bună aderență s-a obținut la metalizarea cu zinc.

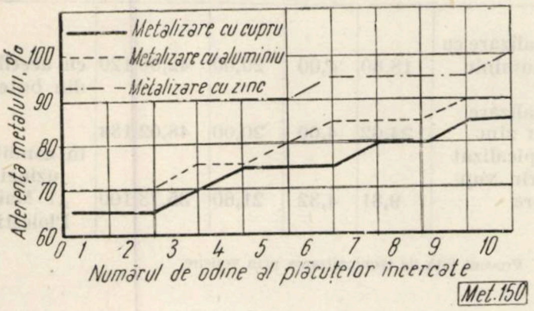


Fig. 2

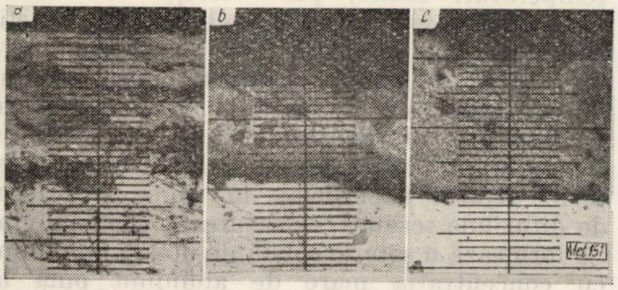


Fig. 3, *a*, *b*, *c*

Verificarea porozității stratului depus s-a făcut pe cale chimică, folosind următoarea rețetă și condiții de lucru: ferocianură de potasiu 10 g/l; clorură de natriu 15 g/l; apă rest; temperatura soluției 20—25°C; timpul de menținere a hîrtiei de filtru pe piesă 5—10 min. La verificare s-au găsit următoarele rezultate: pe stratul de aluminiu 5—7 pori/cm²; pe stratul de zinc 1—3 pori/cm²; pe stratul de cupru 9—12 pori/cm².

Rezultă că și din punctul de vedere al porozității, tot stratul de zinc este mai bun.

În figura 4 se dau fotografii (×12) ale suprafețelor metalizate cu Al, Zn și Cu pentru a scoate în evidență, comparativ, gradul de finețe (*a* — Al; *b* — Zn; *c* — Cu).

Pentru verificarea rezistenței la coroziune s-au făcut încercări de plăci metalizate cu Al, Zn, și Cu, comparativ cu plăcuțe identice vopsite după procesul tehnologic aplicat pentru tropicalizare.

După 1 250 ore, la 35—50°C, cu 95% umiditate, s-au obținut următoarele rezultate: plăcuțele metalizate cu aluminiu s-au oxidat, căpătînd o culoare maro deschis pe toată suprafața; cele metalizate cu zinc s-au oxidat ușor punctiform, căpătînd parțial o culoare gri deschis; cele cu cupru s-au oxidat căpătînd o culoare neagră pe toată suprafața, iar plăcuțele tropicalizate prin vopsire au prezentat o decolorare și puncte de decojire și ruginire.

Pentru obținerea rezultatului încercării de rezistență la coroziune într-un timp mai scurt, s-a folosit un mediu corosiv cu vapori de iod, prin plasarea sub același clopot de sticlă a mostrelor și a unui vas de sticlă conținînd următoarea soluție: 8% în greutate iod; 16% iodură de potasiu; rest apă; temperatura de încercare 25—30°C.

După 380 de ore de expunere în acest mediu cu vapori de iod s-au obținut următoarele rezultate: plăcuțele metalizate cu aluminiu s-au oxidat căpătînd culoarea maro, iar în unele locuri s-a dizolvat stratul de aluminiu pînă la metalul de bază, care a ruginit. Cele metalizate cu zinc s-au oxidat ușor căpătînd o culoare gri deschis. Stratul de zinc depus nu a suferit alte modificări, iar plăcuțele vopsite pentru tropicalizare au prezentat în multe locuri deteriorarea completă a stratului de vopsea pînă la metalul de bază, care a ruginit. Cele mai bune rezultate de rezistență la coroziune le-au dat plăcuțele metalizate cu zinc.

Încercările în condiții industriale s-au făcut în colaborare cu uzina „1 Mai"-Ploiești, care aplică în continuare metalizarea la unele instalații petroliere.

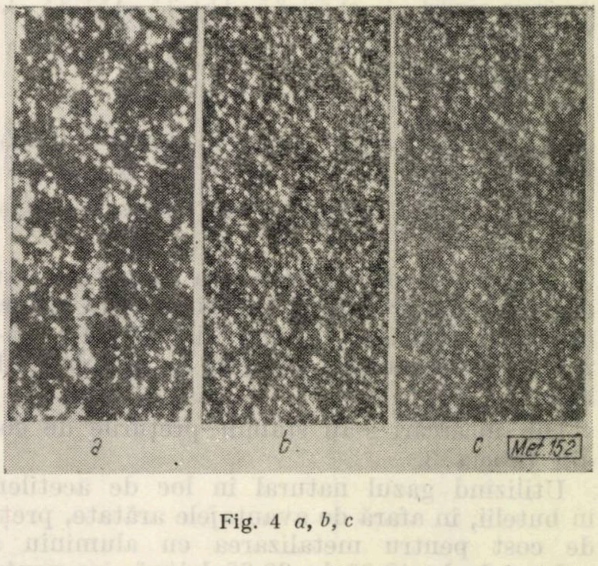


Fig. 4 *a*, *b*, *c*

Cu aparatele UF2 proiectate de ITCME și executate de întreprinderea „Prototip" — București se metalizează în condiții industriale la uzina „9 Mai" — București (de exemplu, construcții metalice pentru Fabrica de radiatoare și băi), cu rezultate la nivelul celor mai bune aparate dintre cele încercate.

O dificultate în aplicarea procedeului de metalizare cu gaz este folosirea acetilenei în butelii, care se procură greu, prezintă pericol mare de explozie și este deficitară și scumpă. Pentru eliminarea acestei dificultăți, la ITCME s-au făcut încercări pentru folosirea acetilenei din generatoare de atelier, care sînt utilizate la sudură, și pentru folosirea gazului natural (gaz metan).

Încercările de metalizare cu gaz natural, în condiții industriale, s-au făcut în colaborare cu Uzinele „23 August" — București.

Rezultatele încercărilor cu aparatul UF2 au fost bune în ambele alternative, adaptînd însă duzele pentru fiecare caz, și anume pentru aluminiu, zinc și plumb. La cupru nu s-au obținut rezultate satisfăcătoare.

Pentru țara noastră, utilizarea gazului natural în loc de acetilenă în butelii prezintă un interes deosebit.

Parametrii tehnologici optimi la metalizarea cu gaz natural, folosind materialul de aport sub formă de sîrmă cu diametrul de 2,5 mm, sînt cei din tabela 2.

Tabela 2

Parametrul	Unitatea de măsură	Materialul de aport		
		Al	Zn	Pb
Presiunea gazului	at	0,8—1,5	0,5—1,00	0,3—0,8
Presiunea oxigenului	at	2,5—3,5	1,5—2,5	1,0—1,5
Presiunea aerului	at	3,5—4,5	3,5—4,5	3,5—4,5
Viteza de înaintare a sîrmei	m/min	1,8—2	2—2,5	2,5—3
Distanța de la duza aparatului pînă la suprafața de metalizat	cm	18—22	20—25	15—20
Înclinarea aparatului față de suprafața de metalizat	grade	40—65	40—55	40—70

Capacitatea de metalizare a aparatului este mai mică cu circa 10%, utilizînd gazul natural în locul acetilenei, și anume : la aluminiu 1,5—2,5 kg/h ; la zinc 5—7 kg/h ; la plumb 8—11 kg/h.

Din încercări s-au stabilit prețurile de cost din tabela 3.

Utilizînd gazul natural în loc de acetilenă în butelii, în afară de avantajele arătate, prețul de cost pentru metalizarea cu aluminiu se reduce de la 42,80 la 39,38 lei/m², iar pentru metalizarea cu zinc, de la 48,02 la 43,43 lei/m². Deci, prețul de cost este mai ridicat cu 15 lei, respectiv cu 26% față de tropicalizarea prin vopsire, în timp ce durabilitatea protecției prin metalizare este, după cum rezultă din experiența practică, cu peste 500% mai bună decît cea prin vopsire.

Tabela 3

Procedeul de protecție	Prețul, lei/m²				%*	Observații
	material	manoperă	regia	total		
Metalizare cu aluminiu	18,80	4,00	20,00	42,80	120	cu acetilenă din butelii
Metalizare cu zinc	24,02	4,00	20,00	48,02	134	
Tropicalizat prin vopsire	9,81	4,32	21,60	35,73	100	în condițiile uzinei „1 Mai" Ploiești

* Procent față de tropicalizarea prin vopsire.

Metalizare-alitare. Pentru asigurarea rezistenței la coroziune a produselor care se utilizează la temperaturi înalte, aceste produse se fac din oțeluri și fonte speciale, rezistente la temperaturi înalte, aliate cu crom-nichel, crom-siliciu, care sînt deficitare și scumpe.

Prin folosirea acoperirilor cu aluminiu pulverizat și tratarea pentru difuziune termică ulterioară, pe suprafața produselor din oțeluri carbon se poate crea un strat rezistent la temperaturi înalte, prin efectul de alitare.

La alitare se folosesc metale de bază nedeficitare pentru confecționarea produselor de bază și se consumă o cantitate mică de aluminiu, care este depus prin pulverizare. În procesul de alitare, produsul se încălzește la temperatură înaltă în contact cu aluminiu, și astfel stratul superficial, în urma procesului de difuziune termică, se saturează cu aluminiu. Se formează o soluție solidă de oțel și aluminiu, cu concentrația mare de aluminiu pînă la 32—35%.

Produsele alitate sînt rezistente la acțiunea temperaturii înalte, deoarece peliculele de oxizi de pe suprafața metalului le protejează contra pătrunderii de oxigen sau a altor agenți activi. Oxigenul din aer sau alt mediu activ creează, mereu la temperaturi înalte, pelicule de oxizi pe suprafața metalului. Metalul protejat și încălzit la temperaturi înalte permite, în foarte mică măsură, pătrunderea oxigenului sau a altor gaze. În acest sens, distrugerea metalului sub acțiunea mediului agresiv va fi foarte lentă.

Alitarea mărește durabilitatea atît a oțelurilor carbon, cît și a oțelurilor aliate, care s-au dovedit insuficient de rezistente la încălzire la temperatură înaltă și la acțiunea diverselor medii, ele necesitînd un tratament special pentru ridicarea rezistenței lor la temperaturi înalte. În tabela 4 se arată efectul alitării asupra durabilității pieselor de oțel carbon.

Rezistența produselor alitate și nealitate la temperaturi înalte în atmosferă de hidrogen sulfurat este arătată în tabela 5.

Durata de funcționare a produselor rezistente la temperaturi înalte și alitate, la temperatură înaltă, depinde de mediul în care se face exploatarea lor. Astfel, gazele conținînd oxid de carbon provoacă, la temperaturi peste 1 000°C, o distrugere puternică a metalului. La temperaturi ridicate de exploatare, în atmosferă de hidrogen sulfurat, oțelul inoxidabil se distruge de circa 50 de ori mai repede decît oțelul slab aliat alitat.

Tabela 4

Temperatura mediului, °C	800	900	1 000	1 000	1 200
Coeficientul de mărire a duratei de funcționare a produselor prin alitare	15—18	5—8	4—6	3—5	2—3

Tabela 5

Metal	Spor de greutate după încălzire în curs de 24 ore, hidrogen sulfurat, mg/cm²	
	produse nealitate	produse alitate
Oțel inoxidabil	35	0,2
Oțel 5% Cr	170	0,8
Oțel cu conținut redus de carbon	161	0,9

Conținutul de carbon în oțel și modificările structurale la încălzire, legate cu aceasta, influențează durabilitatea produselor alitate. Astfel, de exemplu, un oțel cu 0,027% C alitat are, la temperatura de 1 200°C, o durabilitate în exploatare de două ori mai mare decît un oțel cu 0,14% C alitat. Aceasta dovedește că oțelurile cu conținut redus de carbon sînt cele mai indicate pentru alitare. Procentul de carbon în oțel influențează și viteza procesului de difuziune a aluminiului și anume, cu cît procentul de carbon este mai mic, cu atît difuziunea se face mai repede. La difuziunea aluminiului în oțel, carbonul se elimină în straturile interioare ale produsului.

Tabela 6

Temperatura de încălzire la alitare, °C	850	900	950	950	975	1 000	1 025	1 050
Adîncimea stratului alitat, mm	0,12	0,17	0,21	0,24	0,31	0,37	0,40	0,50
Viteza difuziunii, mm/h	0,017	0,024	0,030	0,034	0,044	0,055	0,057	0,070

Procesul de aplicare a acoperirilor prin pulverizare la alitare implică operații de pregătire și de depunere a metalului. Pe stratul depus se aplică o pastă specială, care izolează la încălzire metalul de acțiunea oxidantă a mediului exterior. În pastă se introduc elemente care accelerează procesul de difuziune. Porozitățile existente în stratul de aluminiu, fiind acoperite de stratul de pastă, se împiedică accesul aerului spre metalul de bază încălzit și, respectiv, oxidarea lui.

Stratul de pastă trebuie să fie compact. Acesta poate fi obținut prin respectarea regimurilor de tratament cu difuziune termică, regimuri care menajează stratul pastei, adică uscarea prealabilă și încălzirea în trepte.

După pregătirea produsului prin aplicarea stratului de aluminiu și a pastei, se face saturația prin difuziune termică a stratului superficial al produselor, care se realizează prin încălzire, difuziune de contact și pătrundere a atomilor de aluminiu în produsele supuse alitării. Atomii de aluminiu pot să mai pătrundă, în produsul încălzit, din mediul gazos saturat care se formează la includerea clorurii de amoniu în pastă. Clorura de amoniu, introdusă în pastă, formează o fază activă de gaz cu conținut de aluminiu. Acțiunea comună a aluminiului metalic și a mediului gazos cu conținut de aluminiu asupra produsului supus alitării asigură pătrunderea neîntreruptă a atomilor de aluminiu în rețeaua de fier și formarea soluției solide. Saturația superficială a produselor cu aluminiu se face la temperatura de 900—1 000°C. Difuziunea aluminiului în fier este observată, în mod practic, la temperatura de încălzire de minimum 800°C. Creșterea temperaturii mărește adîncimea de pătrundere a aluminiului. Influența temperaturii și a duratei procesului de difuziune termică (durata de încălzire: șapte ore) asupra adîncimii de saturație și vitezei de difuziune se vede în tabelele 6 și 7.

Pasta utilizată pentru izolarea acoperii cu aluminiu conține (în părți de greutate): grafit = 20; argilă refractară = 10; nisip cuarțos = 15; clorură de amoniu = 1.

Această compoziție este amestecată cu sticlă solubilă pînă la formarea unei paste. Pasta este aplicată pe piese peste stratul de aluminiu depus prin pulverizare, apoi este uscată la 100°C. Încălzirea pieselor pentru procesul de difuziune a aluminiului se face în trepte: treapta inițială la 450—550°C; treapta ulterioară la 950 —1 100°C ± 20°.

Tabela 7

Durata menținerii la încălzire, h	Adîncimea stratului aliat, mm		Viteza de difuziune, mm/h	
h	900 °C	1 000 °C	900 °C	1 000 °C
2	0,08	0,20	0,04	0,10
4	0,12	0,28	0,03	0,07
6	0,18	0,36	0,03	0,06
12	0,24	0,44	0,02	0,036
15	0,30	0,50	0,02	0,033

Durata de menținere se stabilește în funcție de grosimea și importanța pieselor, în general

2–6 ore. După terminarea încălzirii prin difuziune termică, piesele sînt răcite în cuptor pînă la 400°C. Continuarea răcirii se poate face în aer.

Pentru piesele subţiri, alitarea are loc la temperatura de 840–860°C, urmînd să se evite difuziunea în adîncime mare, pentru ca piesele să nu devină casante. Mărimea particulelor de metal depuse prin pulverizare, precum şi gradul de oxidare a lor influenţează procesul de saturaţie cu aluminiu.

Grosimile care trebuie folosite la acoperirile cu aluminiu ale pieselor supuse alitării sînt următoarele: pentru temperatura mediului de 700–800°C, grosimea este de 0,2–0,32 mm; pentru 800–900°C, grosimea este de 0,42–0,52 mm; pentru temperatura de 900–1 000°C, grosimea este de 0,55–0,75 mm.

Proprietăţile specifice ale acoperirilor cu metal pulverizat influenţează procesul tehnologic de alitare şi comportarea produselor în exploatare. Conţinutul de aluminiu în diferite etape de alitare se modifică. Un rol în procesul de alitare îl au oxizii de aluminiu. Temperatura de topire a aluminiului pur este de 658°C. Difuziunea termică a aluminiului în metalul de bază nu se poate face la această temperatură joasă, ci între 800–1 100°C.

Încercările de folosire a procedeului de metalizare în vederea alitării au fost făcute în colaborare cu uzinele „Semănătoarea"–Bucureşti, care aplică în exploatare, din anul 1961, această metodă la alitarea cutiilor de maleabilizare, prelungind în mod considerabil durabilitatea lor.

În concluzie, utilizînd aparate de metalizare prin pulverizare cu flacără perfecţionate, care să prezinte siguranţă în funcţionare de lungă durată, cum este, de exemplu, cel de tip UF2, proiectat de ITCME şi executat de Intreprinderea „Prototip"–Bucureşti, stăpînind bine procesul tehnologic, folosind gaze naturale în loc de acetilenă, acolo unde această înlocuire are eficienţă economică, cum este cazul, în general, în ţara noastră, şi alegînd just domeniul de aplicare, metalizarea prin pulverizare poate da efecte calitative şi economice nebănuite în protecţia anticorosivă şi ca fază intermediară la alitare.

---

[1] *Volpert, G. D.* Metalizarea prin pulverizare. Moscova, Promstroizdat, 1957. Vniiavtogen. Ghid pentru prelucrarea metalelor cu flacără de gaze. Moscova, Maşghiz, 1959. [2] *Rudolf, C.* Metalizarea prin pulverizare. Bucureşti. IDT, 1958 (traducere din limba rusă). [3] *Zelinger, N.* şi *Freund, P.* Metalizarea prin pulverizare. Bucureşti, IDT, 1958. [4] *Ştefan, Fl.* Metalizarea arborilor şi axelor. Din experienţa ICMEA şi Centrului mecanic Ciulniţa. Bucureşti. IDT, 1958. [5]. Metalizarea prin pulverizare. Culegere de material documentar. Bucureşti, IDT, 1959.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621.74

Folosirea nisipului de zirconiu în amestecurile de formare

Ing. ADRIAN IONESCU şi ing TIBERIU ISTVAN
Uzina de construcţii de maşini – Reşiţa

Literatura de specialitate din ultimul timp recomandă îmbunătăţirea aspectului exterior al pieselor turnate, folosirea unor materiale refractare speciale, ca: olivina, mulitul şi nisipul de zirconiu.

Aceste materiale prezintă, în general, calităţi superioare, determinate de compoziţia chimică, mineralogică şi de granulaţie. Aceste însuşiri sînt determinate de: inerţia chimică, stabilitatea termică mare, capacitatea mare de acumulare a căldurii şi capacitatea mare de răcire.

Caracteristicile acestor materiale sînt prezentate în tabela 1.

Inerţia chimică este foarte pronunţată datorită purităţii chimice pe care o prezintă. Cel mai folosit dintre acestea este nisipul de zirconiu, de provenienţă australiană, senegaleză, coreeană sau sovietică. Nisipul de zirconiu este un silicat de culoare alb-lucios sau cu nuanţă roză, atunci cînd conţine şi ceva fier.

Analiza chimică este următoarea:

— nisipul de zirconiu: SiO_2; ZrO_2; Fe_2O_3; γ_{sp};

Tabela 1

	Coeficientul de dilatare termică de la 0–1 000°C, α_x 10^{-6}	Coeficient de acumulare termică la 1 000°C, kcal/m³ °C h	Unghi de contact de umezire, θ	Temperatura de topire, °C
Zirconiu	4,5	50	145	2 000
Mulit	5,6	38	137	1 800
Cuarţ	14	16	110	1 710

— nisipul australian : 30,5 % ; 68,8 % ; 0,26 % ; 4,5 g/cm³ ;

— nisipul coreean : 32,75 % ; 66,1 % ; 0,92 % ; 4,35 g/cm³.

Nisipul de zirconiu se găseşte în natură sub formă de nisip marin. Grăunţii au muchiile rotunjite şi sînt repartizaţi omogen, aşa cum se observă în figura 1 (nisip australian) şi în figura 2 (nisip coreean). În diagramele din figurile 3 şi 4 se prezintă granulaţia nisipului de zirconiu. Din analiza acestor două diagrame se constată că nisipul de zirconiu este foarte omogen, în sensul că circa 90 % din grăunţi sînt repartizaţi pe sita de 0,1 – 0,06 mm la nisipul coreean (fig. 4) şi 100 % pe aceleaşi site, la nisipul de origine australiană (fig. 3).

Cercetările efectuate în legătură cu proprietăţile amestecului de formare s-au axat pe variaţia a doi factori, iar în funcţie de rezultatele obţinute s-au trasat o serie de diagrame interesante, ajungîndu-se la reţeta optimă, care se practică în exploatare.

Diagramele din figurile 5, 6, 7, 8 reprezintă variaţia valorilor încercărilor de laborator, cînd conţinutul de liant rămîne constant (4 %), variind doar conţinutul de apă. Din studiul acestor diagrame se poate trage concluzia că atunci cînd umiditatea variază între 3 şi 4,5 %, se obţin rezultate bune pentru amestecul de formare, atît în stare crudă cît şi în stare uscată.

În figura 5 se prezintă variaţia rezistenţei la compresiune în stare crudă şi se constată că, pe măsură ce creşte umiditatea, rezistenţa scade foarte mult, făcînd inutilizabil la un moment dat amestecul de formare, în cazul nostru la un conţinut de 5 %.

În figurile 6, 7 şi 8 sînt trasate valorile rezistenţei la compresiune, tracţiune şi forfecare în stare uscată, şi se observă, de asemenea, că valorile sînt corespunzătoare pentru acelaşi conţinut de apă.

În figurile 9 şi 10 se prezintă variaţia permeabilităţii amestecului în stare crudă, respectiv în stare uscată, şi se constată că se obţin valori acceptabile tot pentru acelaşi conţinut de umiditate.

În figurile 11, 12 şi 13 sînt prezentate valorile încercărilor de laborator ale amestecului de formare atunci cînd conţinutul de apă rămîne constant (4 %), variind în acest caz numai adaosul de liant.

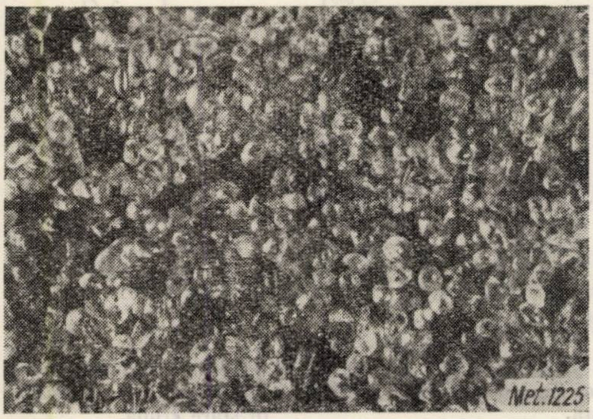


Fig. 1. Nisip de zirconiu australian.

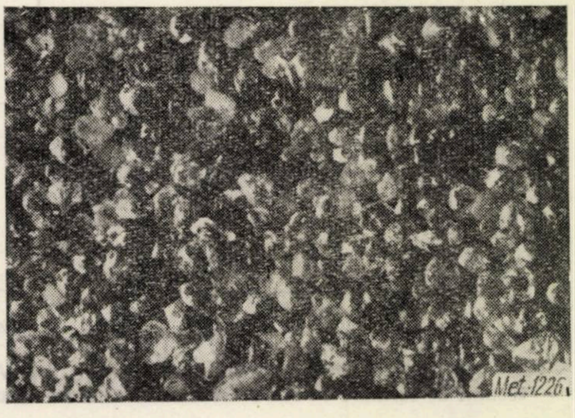


Fig. 2. Nisip de zirconiu coreean.

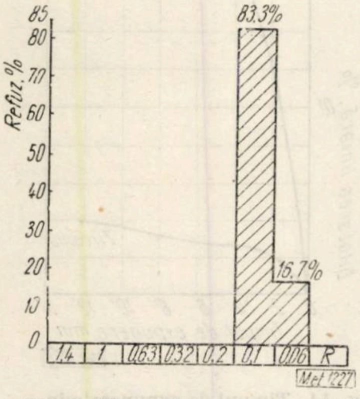


Fig. 3. Repartiţia granulometrică a nisipului de zirconiu australian.

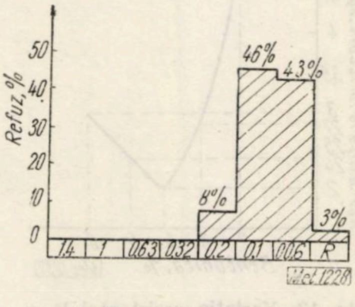


Fig. 4. Repartiţia granulometrică a nisipului de zirconiu coreean.

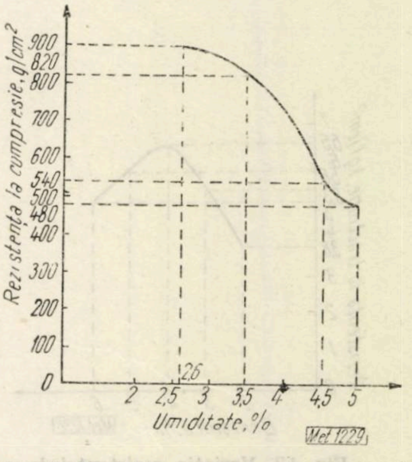


Fig. 5. Variaţia rezistenţei la compresiune a amestecului de formare în stare crudă.

În figura 11 se prezintă variația rezistenței la compresiune în stare crudă și se constată, cum era și de așteptat, că valoarea rezistenței crește pe măsură ce crește conținutul de liant (bentonită). Adaosul de bentonită se limitează la o anumită valoare, pentru că, adăugat în cantitate exagerată, influențează nefavorabil asupra permeabilității. De aici se poate trage concluzia că un adaos de liant cuprins între 3 și 4,5 % asigură valori corespunzătoare pentru

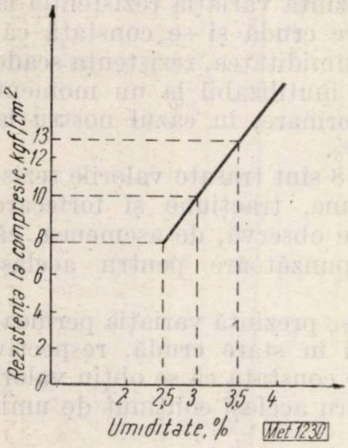


Fig. 6. Variația rezistenței la compresiune a amestecului de formare în stare uscată.

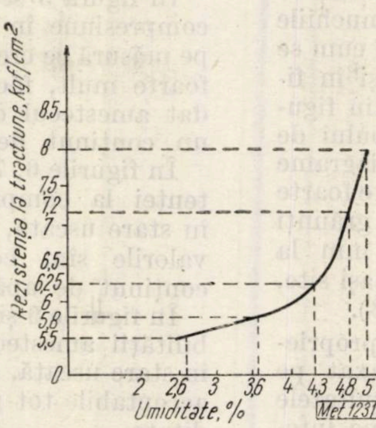


Fig. 7. Variația rezistenței la tracțiune a amestecului de formare în stare uscată.

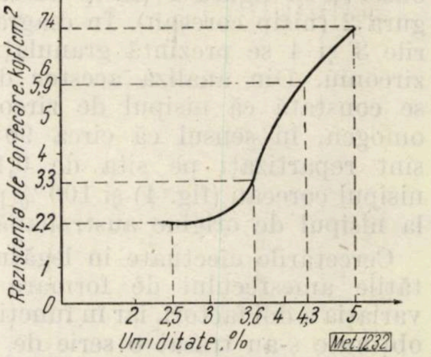


Fig. 8. Variația rezistenței la forfecare a amestecului de formare în stare uscată.

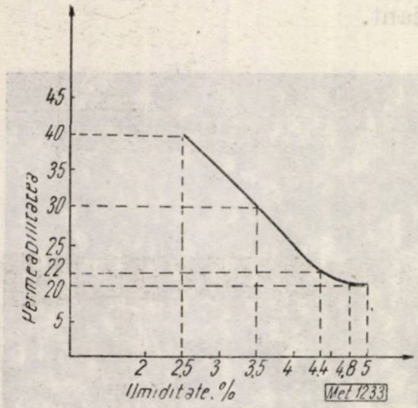


Fig. 9. Variația permeabilității amestecului de formare în stare crudă.

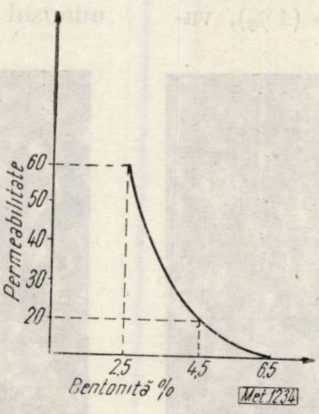


Fig. 10. Variația permeabilității amestecului de formare în stare uscată.

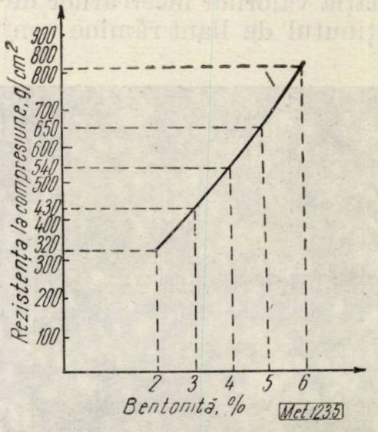


Fig. 11. Variația rezistenței la compresiune a amestecului de formare în stare crudă.

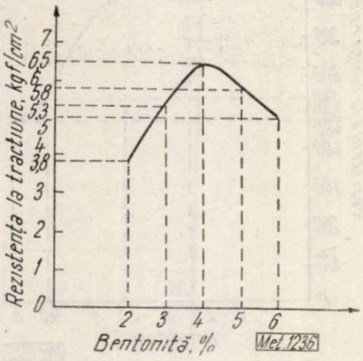


Fig. 12. Variația rezistenței la tracțiune a amestecului de formare în stare uscată.

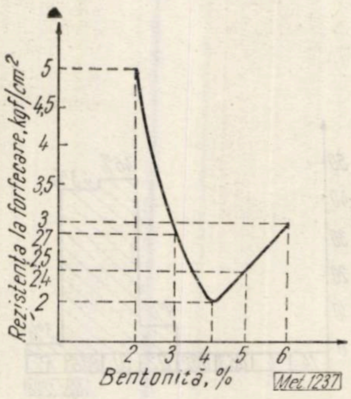


Fig. 13. Variația rezistenței la forfecare în stare uscată.

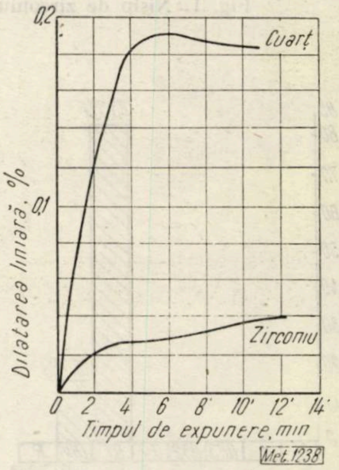


Fig. 14. Timpul de expunere/min.

rezistență, dar și în același timp valori acceptabile pentru permeabilitate, adică valori cuprinse între 30 și 50 cm³/min.

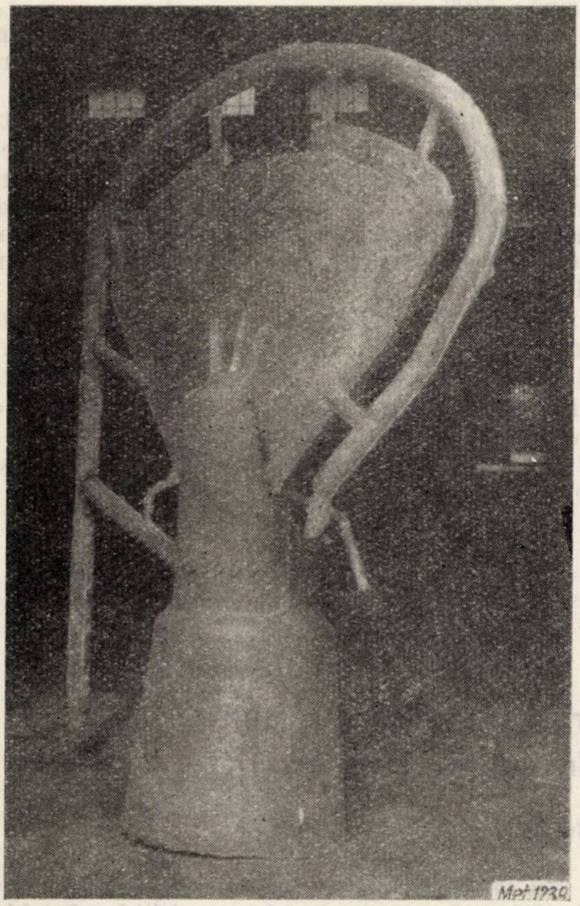


Fig. 15. Paleta turbinei hidraulice de 7,5 MW.

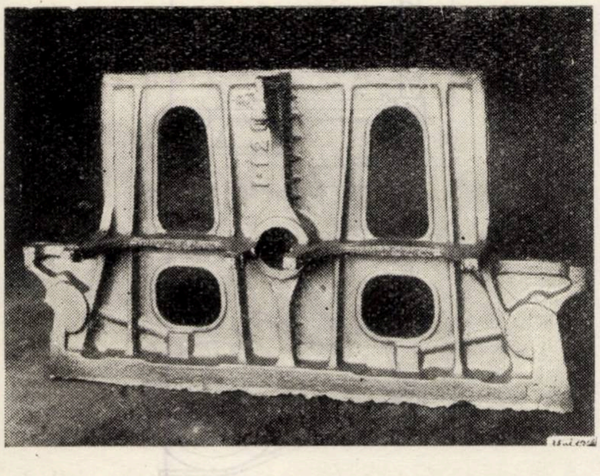


Fig. 17. Perete de locomotivă Diesel electrică de 2 100 CP.

În figurile 12 și 13 sînt prezentate valorile rezistenței la tracțiune și forfecare în stare uscată și se observă că pentru un adaos de liant cuprins între 3 și 4,5 % rezultă valori corespunzătoare pentru rezistență în stare uscată.

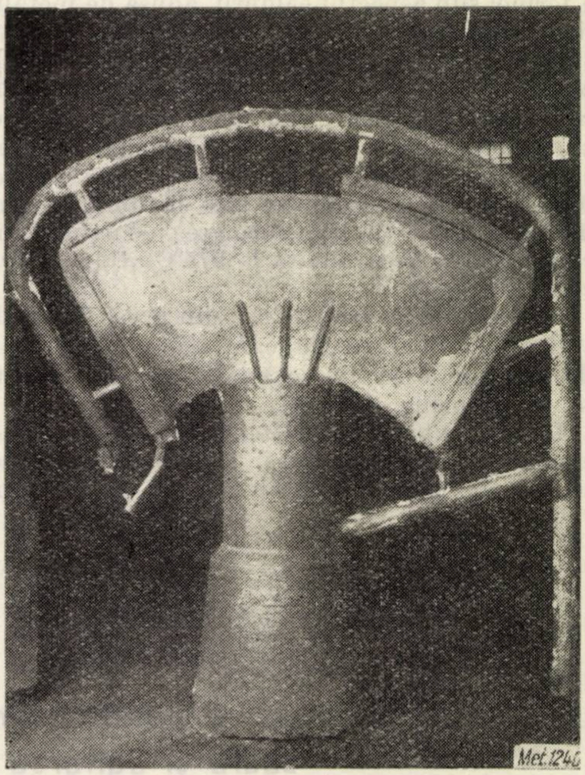


Fig. 16. Paleta turbinei hidraulice de 7,5 MW.

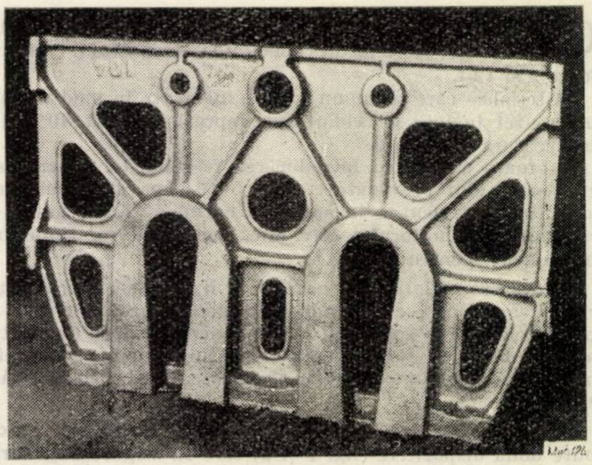


Fig. 18. Perete de locomotivă Diesel electrică de 2 100 CP.

Formele executate cu această rețetă de amestec (nisip de zirconiu 96 % ; bentonită 4 % ; melasă 2 % — adăugat peste 100 % ; apă 4 %) sînt frumoase ca aspect, nu prezintă defecte de suprafață datorită coeziunii și plasticității acestuia, care asigură calități superioare pentru modelarea pieselor.

Valoarea coeficientului de dilatare termică a nisipului de formare este în strînsă legătură cu rezistența piroscopică și cu aspectul formei, respectiv al piesei.

În figura 14 sînt prezentate curbele de dilatare liniară a cuarțului și nisipului de zirconiu. Se constată diferența de dilatare a acestor două nisipuri, în funcție de timpul de expunere a formei sub aspectul căldurii, adusă de metalul lichid. Coeficientul de dilatare termică al cuarțului este foarte mare în comparație cu acela al nisipului de zirconiu, fapt care determină ca formele executate din nisip cuarțos să prezinte defecte de suprafață determinate de transformarea cuarțului α în cuarț β, care se produce în timpul expunerii sale la temperatura de peste 500°C (la transformarea cuarțului α în cuarț β, dilatarea liniară la 575°C atinge valori cuprinse între 1,5 și 2%).

Se poate trage concluzia , din acest punct de vedere, că materialele care au coeficient mic de dilatare este recomandabil să fie folosite în turnătoriile de oțel.

Piesele extrem de pretențioase ca aspect se execută în nisip cuarțos, iar vopsirea formei se face în primul rînd cu marșalită, iar după uscare se aplică un nou strat subțire de vopsea pe bază de zirconiu și apoi din nou o uscare superficială. Rețeta acestei vopsele este următoarea : 90% zirconiu ; 5% bentonită ; 5% dextrină ; 50% apă.

Această vopsea, folosindu-se în cantitate mică, se prepară manual, prin agitare foarte pronunțată într-o găleată.

În figurile 15 și 16 se prezintă paleta rotorului turbinei hidraulice de 7,5 MW cu o greutate de 2 500 kg, iar în figurile 17 și 18 se prezintă doi pereți de locomotivă Diesel ; formele acestor piese au fost executate din nisip cuarțos, dar vopsite cu o vopsea pe bază de făină de zirconiu.

Nisipul de zirconiu se recomandă a se folosi în amestecurile de formare unde temperatura de turnare este ridicată, în special în turnătoriile de oțel, unde sînt necesare materiale cu refractaritate ridicată, cuprinsă între 1 700 și 2 000 °C și la turnarea pieselor de dimensiuni precise în zonele neprelucrate.

CZ 669.041.82 : 621.365.5

Dispozitive pentru completarea materialelor, curățat zgura și agitarea băii în cuptorul de vid

I. ROMANCIUC

Cuptoarele de topit în vid, cu curenți de frecvență medie tip Holland Merten, au capacitatea creuzetului variind între 2 și 12 l.

Materialele care se supun topirii, încărcate în mod normal în creuzet înainte de vidare, nu reprezintă decît 40% din încărcătura necesară.

Cu toate că pentru introducerea feroaliajelor în creuzet, cuptoarele sînt prevăzute cu cîte 5—9 cupe, materialul nu este suficient pentru încărcătură normală și, ca atare, și randamentul cuptorului este mic, necesitînd un timp mai îndelungat pentru topire.

În această situație este necesar să fie supuse topirii materialele care depășesc cu mult înălțimea creuzetului, ceea ce cere posibilitatea acționării în permanență asupra lor pentru a evita blocarea și spargerea creuzetului, precum și acționarea asupra băii metalelor în vederea agitării și îndepărtării zgurei.

Pentru efectuarea acestor două operații au fost concepute două dispozitive (fig. 1 și 2) care să asigure acționarea din exterior asupra materialului de topit și asupra băii metalice, realizîndu-se în incinta cuptorului vidul de 10^{-3} mm col. Hg și evitarea unor modificări permanente pe carcasa cuptorului, precum și acționarea simultană a dispozitivelor.

Dispozitivul este alcătuit din două axe metalice cu diametrul de 25 mm, o axă avînd lungimea de 700 mm, iar a doua, de 900 mm, introduse în camera cuptorului prin două dispozitive de ghidare și etanșare.

Pe axa cu lungimea de 700 mm, la partea din interiorul cuptorului, este montat dispozitivul de acționare asupra materialului introdus pentru topit, agitarea băii metalice, precum și suportul capacului creuzetului (fig. 1).

Pe axa cu lungimea de 900 mm se montează brațul pentru zgură și sacul cu materialul necesar pentru completarea băii.

Axa cu lungimea de 700 mm se introduce în dispozitivul de ghidare și etanșare a brațului care, inițial, a fost folosit

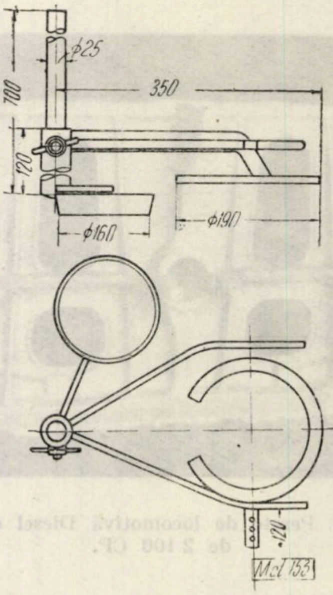


Fig. 1

pentru ridicarea capacului creuzetului fixat în partea dreaptă a lui. Dispozitivul are o mișcare de rotație de 180° și poate fi ridicat prin intermediul unei pîrghii montată pe axul cu lungimea de 700 mm (fig. 3).

Axa cu lungimea de 900 mm este montată în locul ferestrei pirometrului cu radiaţie totală şi permite manevrarea din afară la 360°, precum şi ridicarea deasupra creuzetului la 380 mm (fig. 3).

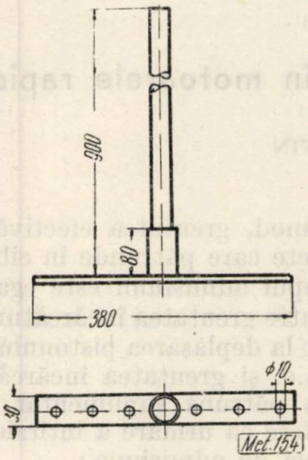


Fig. 2

Asigurarea etanşeităţii şi ghidării se realizează cu dispozitivul arătat în figura 4.

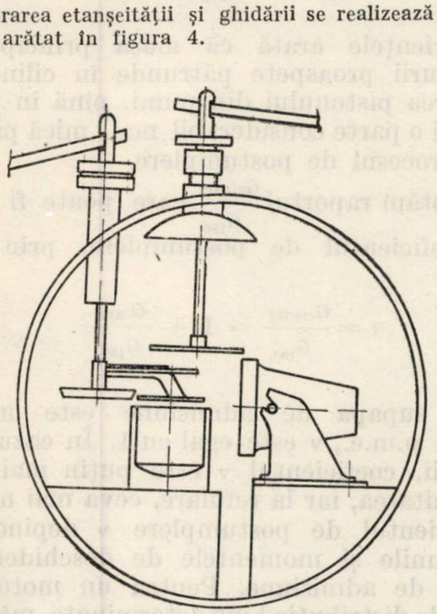


Fig. 3

Dispozitivul de agitare şi manevrare a metalului din figura 1 se compune din următoarele piese : o pîrghie de manevrare din exterior, cu dimensiunile după poziţia cuptorului ; un ax de 700 mm lungime, diametrul 25 mm, cu o gaură de 10 mm la capătul de jos ; o bucşă din oţel lungă de 120 mm, cu diametrul exterior de 35,5 mm, diametrul interior de 25,5 mm, prevăzut cu o gaură de 10 mm pentru bolţul de prindere pe axa de 700 mm ; două bare de oţel de 350 × 12 mm (una dreaptă, şi a doua la 250 mm de bucşă, îndoită la 45°) ; un inel din oţel cu diametrul interior de 190 mm, cu grosimea de 10 mm, întrerupt, pentru a nu se încălzi în curent de frecvenţă medie ; un braţ lung de 200 mm, cu interiorul de 15 mm, pentru capacul creuzetului ; un bolţ lung de 70 mm, M 10, cu piuliţă fluture ; o placă de oţel de 120 × 30 × 10, mm, cu trei găuri filetate, M 10.

Braţele de oţel de 350 mm se sudează la partea de sus a bucşei, cu un unghi de 45° între ele, iar la braţul îndoit se sudează inelul cu deschizătura spre bucşa de oţel. La locul de îmbinare a inelului cu braţul se sudează şi plăcuţa cu cele trei găuri, la 90° faţă de braţul îndoit. La partea de jos a bucşei de oţel, în unghi de 90° faţă de primul braţ, se sudează braţul de 200 mm, pentru capacul creuzetului.

Dispozitivul pentru curăţat zgura şi rezerva de material (fig. 2) constă din : o pîrghie pentru manevrarea din exterior ; două braţe lungi de cîte 180 mm, cu lăţimea de 40 mm şi grosimea de 10 mm, cu cîte trei găuri ; un ax lung de 900 mm, cu diametrul de 25 mm ; o bucşă de oţel lungă de 80 mm, cu diametrul exterior de 35,5 mm, cu diametrul interior de 25,5 mm, prevăzut cu o gaură pentru bulon.

Braţele se sudează pe bucşa de oţel la partea de jos, la 180° unul faţă de altul, unul pentru dipsozitivul de curăţat zgura şi unul pentru sacul cu materialul de completat.

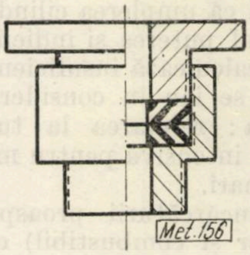


Fig. 4

Dispozitivul de ghidare şi etanşare se confecţionează conform schiţei arătată în figura 4, dimensiunile luîndu-se în funcţie de locul de montare.

Avantajele dispozitivului sînt următoarele : se pot efectua topiri de materiale pure şi deşeuri de diferite forme, evitîndu-se tăierea lor în plăci de maximum 50 × 50 mm, operaţie foarte costisitoare şi imposibilă la aliajele refractare de tip Nimonic 75, oţel manganos, oţel silicios sau wolfram ; s-a prelungit durata de lucru a creuzetului de la 3—4 şarje, la 12—14 şarje şi s-au eliminat timpii morţi de la baterea şi calcinarea lui (în acelaşi timp se economisesc circa 360 kW necesari calcinării) ; s-a mărit productivitatea cuptorului de la o şarjă în 5 ore la trei şarje în 9 ore ; se pot elabora oţeluri şi aliaje folosindu-se diferite zgure, dispozitivul asigurînd tratarea şi agitarea băii conform procesului tehnologic.

În caz că se fac încălziri fără topiri sau tratamente termice, dispozitivul nu incomodează, iar la nevoie se poate îndepărta în maximum 10 min.

Construcția de mașini

CZ 621.431.019.2

Postumplerea și refularea la admisiunea în motoarele rapide

Prof. dr. ing. IGOR MIHAILOVICI LENIN
Institutul de automobile și tractoare din Moscova

Calculul termic al motoarelor cu ardere internă, propus pentru prima dată în anul 1907 de profesorul V. I. Grinevețki de la Școala superioară tehnică din Moscova, nu a suferit modificări esențiale în timpul care a trecut. Pentru motoarele staționare și lente, care lucrează la un singur regim de turație, calculul termic al prof. V. I. Grinevețki dă rezultate pe deplin satisfăcătoare.

Inexactitatea calculului se reflectă, îndeosebi, la turații mici și mari. Acest lucru apare ca urmare a faptului că umplerea cilindrilor, care determină în final puterea și indicii economici ai motorului, se calculează insuficient de exact. În acest caz, nu se iau în considerare fenomene inevitabile, ca: refularea la turații mici și postumplerea* intensivă pentru motoarele rapide la turații mari.

Greutatea încărcăturii proaspete (aer sau amestec de aer și combustibil) care pătrunde în cilindru în procesul de admisiune, la deplasarea pistonului de la p.m.i. (punctul mort interior) la p.m.e. (punctul mort exterior), adică la rotirea manivelei cu 180°, poate fi determinată cu ajutorul ecuației caracteristice:

$$G_{180} = \frac{p_a V_{î.p.}}{R T_a}.$$

Pentru determinarea presiunii de admisiune p_a, volumului de încărcătură proaspătă $V_{î.p.}$ și temperaturii de la finele admisiunii T_a este necesară folosirea relațiilor recomandate în lucrările consacrate teoriei motorului.

Totuși, în toate motoarele cu ardere internă, procesul de admisiune continuă și după trecerea pistonului prin p.m.e., închiderea supapei de admisiune făcîndu-se cu o întîrziere de 45—60°. Ca rezultat, datorită inerției curentului de încărcătură proaspătă, care se deplasează rapid prin sistemul de admisiune, se realizează o umplere suplimentară $G_{supl.}$ a cilindrilor, sau, în anumite condiții, o refulare a încărcăturii proaspete.

În acest mod, greutatea efectivă a încărcăturii proaspete care pătrunde în cilindrii motorului în timpul admisiunii este egală cu suma algebrică dintre greutatea încărcăturii proaspete care a intrat la deplasarea pistonului din p.m.i. pînă în p.m.e. și greutatea încărcăturii proaspete care a pătruns suplimentar în procesul de postumplere ca urmare a întîrzierii la închiderea supapei de admisiune:

$$G_{efectiv} = G_{180} + G_{supl}.$$

Experiențele arată că masa principală a încărcăturii proaspete pătrunde în cilindri la deplasarea pistonului din p.m.i. pînă în p.m.e. și numai o parte considerabil mai mică pătrunde în procesul de postumplere.

Să notăm raportul $\frac{G_{efectiv}}{G_{180}}$ care poate fi denumit coeficientul de postumplere, prin:

$$\nu = \frac{G_{efectiv}}{G_{180}} = 1 + \frac{G_{supl}}{G_{180}}.$$

Cînd supapa de admisiune este închisă exact în p.m.e., ν este egal cu 1. În cazul postumplerii, coeficientul ν este puțin mai mare decît unitatea, iar la refulare, ceva mai mic.

Coeficientul de postumplere ν depinde de dimensiunile și momentele de deschidere ale supapei de admisiune. Pentru un motor dat cu faze de distribuție bine determinate, mărimea coeficientului de postumplere nu rămîne constantă, ci variază în funcție de turația arborelui cotit. În majoritatea cazurilor, o dată cu creșterea întîrzierii la închiderea supapei de admisiune, crește umplerea suplimentară a cilindrului la turații mari, dar se înrăutățește la turații mici ca urmare a faptului că efectul refulării îl depășește pe cel al postumplerii.

În acest mod, la motoarele rapide de automobil, postumplerea capătă o importanță deosebit de mare. Totuși, concomitent cu aceasta este necesar să se ia în considerare și posibilitatea înrăutățirii umplerii la turații mici.

Cantitatea de încărcătură proaspătă G_{180} care intră în cilindri la deplasarea pistonului din p.m.i. în p.m.e. este direct proporțională cu presiunea de admisiune p_a care se determină cu ajutorul relaţiei* :

---

* Prof. dr. ing. *I. M. Lenin* a denumit procesul de umplere suplimentară a cilindrului, proces de care d-sa ține pentru prima oară seamă în calcule, cu cuvîntul „dozariadka", pe care noi l-am tradus cu „postumplere" (N.R.).

$$p_a = p_0 \left[1 - \frac{n^2}{520.10^6}\left(\frac{V_s'}{f}\right)^2 \frac{1}{\varphi^2}\left(\frac{\varepsilon-\delta}{\varepsilon-1}\right)^2\right]^{\frac{k}{k-1}}.$$

O dată cu creşterea secţiunii de trecere pe sub supapa de admisiune (valoarea f), la rotirea manivelei cu 180°, păstrînd identice celelalte condiţii, presiunea de admisiune trebuie să crească. Pentru creşterea secţiunii f se poate mări fie diametrul supapei de admisiune, fie înălţimea de ridicare a acesteia. Totuşi, mărirea diametrului este adesea imposibilă din considerente constructive, deoarece în acest scop este necesară creşterea distanţei dintre axele cilindrilor. Mărirea înălţimii de ridicare a supapei este legată de creşterea vitezei supapei şi, prin urmare, de acceleraţii mari şi deci de forţe de inerţie mari. Pentru preluarea acestora din urmă este necesară folosirea unor arcuri de supapă mai puternice, care favorizează uzura mai rapidă a camelor. De aceea se consideră mai raţional să se deschidă supapa de admisiune înainte ca pistonul să ajungă în p.m.i., astfel încît, la începutul cursei de admisiune a pistonului, supapa să fie deja deschisă cu o anumită valoare.

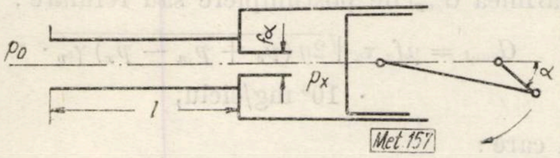


Fig. 1

Închiderea supapei de admisiune în p.m.e. nu este raţională din două motive. În primul rînd, la o închidere timpurie, se reduce suprafaţa de trecere pe sub supapa de admisiune la rotirea manivelei din p.m.i. în p.m.e., ceea ce micşorează valoarea lui G_{180}'. În al doilea rînd, pistonul se apropie de p.m.e. cu viteză din ce în ce mai mică. În acest timp, încărcătura proaspătă se deplasează în sistemul de admisiune şi ea cu viteză descrescîndă, prin urmare posedînd forţe de inerţie bine determinate, care pot fi folosite pentru postumplerea cilindrului.

Fenomenele gazodinamice legate de postumplerea cilindrului la închiderea cu întîrziere a supapei de admisiune sînt complicate. Totuşi, pe baza unei serii de ipoteze, postumplerea sau refularea pot fi studiate cu ajutorul următoarei scheme (fig. 1). Secţiunea de admisiune (f_α) face legătura dintre conducta de admisiune de lungime l şi spaţiul cilindrului. Asupra acestei suprafeţe (f_α) acţionează, dinspre cilindru, presiunea p_x a gazelor comprimate. Dinspre conductă, pe aceeaşi suprafaţă, acţionează presiunea totală a gazelor din conductă p_c şi presiunea de inerţie p_{in} a curentului de încărcătură proaspătă care se deplasează prin conductă.

Este evident că, în funcţie de raportul dintre aceste acţiuni, sînt posibile următoarele cazuri :

1. postumplerea, dacă $p_c + p_{in} > p_x$;

2. refularea amestecului iniţial din cilindru, dacă $p_c + p_{in} < p_x$.

Presiunea p_c se poate considera aproximativ egală cu $\frac{p_0 + p_a}{2}$.

Forţa de inerţie a curentului de gaz poate fi găsită cu următoarea relaţie :

$$F_{in} = \varphi_c f_\alpha l \gamma_{ip} \frac{1}{g} j_{ip} \text{ kgf},$$

în care :

φ_c este un coeficient care ţine seamă de rezistenţa conductei de admisiune;

l — lungimea conductei, în m;

γ_{ip} — greutatea specifică a încărcăturii proaspete în conductă, în kgf/m³;

j_{ip} — acceleraţia încărcăturii proaspete, în m/s².

De aici rezultă că presiunea exercitată de forţa de inerţie pe suprafaţa f_α de deschidere a supapei de admisiune este :

$$p_{in} = \frac{F_{in}}{f_\alpha} = \varphi_c l \gamma_{ip} \frac{1}{g} j_{ip} \text{ kgf/cm}^2.$$

Considerînd aproximativ că acceleraţia încărcăturii proaspete în conductă j_{ip} este proporţională cu acceleraţia pistonului j_p, se obţine :

$$j_{ip} = j_p \frac{S_p}{f_\alpha},$$

de unde :

$$p_{in} = \varphi_c l \gamma_{zp} \frac{j_p}{g} \cdot \frac{S_p}{f_\alpha}.$$

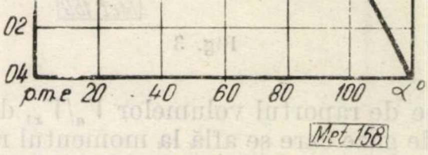


Fig. 2

Acceleraţia pistonului, care variază după p.m.e. aşa cum se arată în figura 2, poate fi determinată cu ajutorul relaţiei de mai jos, a cărei deducere este prezentată în tratatele de dinamică a motorului :

---

* Stabilirea acestei relaţii se găseşte în articolul prof. dr. ing. *I. M. Lenin* din nr. 1/1963 al revistei Metalurgia şi Construcţia de Maşini.

$$j_p = r\omega^2\left(\cos\alpha - \frac{1}{e}\cos 2\alpha\right),$$

în care :

r este raza manivelei ;
ω — viteza unghiulară de rotație a arborelui cotit ;
e — raportul dintre lungimea bielei și raza manivelei ;
α — unghiul de rotație al arborelui cotit, măsurat față de p.m.e.

Introducînd valoarea accelerației, se poate determina p_{in} :

$$p_{in} = \varphi_c l \gamma_{\cdot p}\frac{r}{g}\cdot\frac{S_p}{f_\alpha}\left(\cos\alpha - \frac{1}{e}\cos\ 2\alpha\right)\frac{\pi^2 n^2}{30^2}\cdot$$

Deoarece

$$S_p r = \frac{1}{2}V_s \text{ și } \pi^2 \approx g,$$

rezultă :

$$p_{in} = \varphi_c l \gamma_{ip}\frac{V_s}{1800}\left(\cos\alpha - \frac{1}{e}\cos 2\alpha\right)\frac{n^2}{f_\alpha}\cdot$$

Pentru $e = 4$, mărimea $\cos\ \alpha - \frac{1}{e}\cos\ 2\alpha$ se poate determina cu ajutorul următoarelor date :

α, grad.	0	20	40	60	80	100
$\cos\alpha - \frac{1}{e}\cos 2\alpha$	0,75	0,75	0,72	0,62	0,41	0,07

Presiunea p_x a gazelor (fig. 3) care se găsesc în cilindru la ridicarea pistonului și cînd supapa de admisiune nu este încă complet închisă depinde de raportul volumelor V_a/V_x, de cantitatea de gaze care se află la momentul respectiv în cilindru și de schimbul de căldură al gazelor cu pereții.

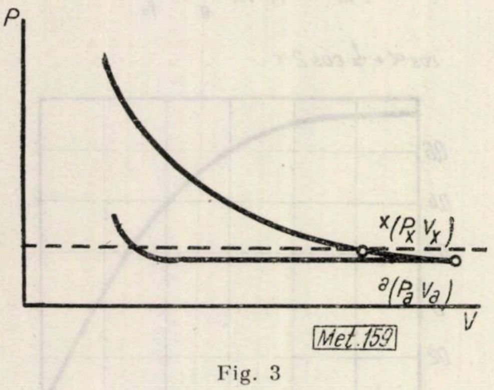


Fig. 3

Pentru simplificare, se consideră că în această perioadă de timp procesul de creștere a presiunii este politropic, cu același exponent m_c, care caracterizează întregul proces de comprimare. În acest caz :

$$p_x = p_a\left(\frac{V_a}{V_x}\right)^{m_c},$$

unde : $m_c = 1{,}30-1{,}35$.

Raportul volumelor V_a/V_x depinde de unghiul de rotație al manivelei după p.m.e. și poate fi determinat cu suficientă precizie cu ajutorul următoarelor date :

α în grad.	0	20	40	60	80	100
V_a/V_x	1,00	1,02	1,10	1,25	1,55	2,11

Conform relațiilor prezentate se pot determina p_{in} și p_x ; atunci, considerînd încărcătura proaspătă ca fluid incompresibil, se determină mărimea G_{supl} de postumplere sau refulare :

$$G_{supl} = \mu f_\alpha \tau_\alpha \sqrt{2g\,(p_c + p_{jn} - p_x)\,\gamma_{ip}}\cdot$$
$$\cdot\ 10^6 \text{ mg/ciclu},$$

în care :

τ_α este timpul, în secunde, în decursul căruia are loc postumplerea sau refularea ;
μ — coeficientul de debit al supapei, egal cu 0,75—0,85.

Mărimea τ_α depinde de turația n a arborelui cotit și poate fi găsită în modul următor :

$$\tau_\alpha = \frac{60}{n}\cdot\frac{\alpha}{360} = \frac{\alpha}{6n}\,(s).$$

Înlocuind mărimile corespunzătoare, se obține :

$$G_{supl} = 0{,}74\mu f_\alpha\frac{\alpha}{n}\sqrt{(p_c + p_{in} - p_x)\,\gamma_{ip}}\cdot$$
$$\cdot\ 10^6 \text{ mg/ciclu}.$$

În acest fel, cantitatea de încărcătură proaspătă care pătrunde suplimentar sau iese din cilindru depinde de raportul dintre presiunile p_{in} și p_x. La turații mici, dependența presiunii față de forțele de inerție și comprimare poate fi prezentată prin curbe, așa cum se arată în figura 4. În cazul arătat, în decursul primelor 30° de întîrziere la închiderea supapei de admisiune va avea loc postumplerea, iar în timpul următoarelor 30° — refularea. Din această cauză, mărimea G_{supl} este rațional să nu fie determinată pentru întreg unghiul de întîrziere la închiderea supapei de admisiune, ci succesiv pentru fiecare 20 sau 30°.

Fazele de distribuție ale diferitelor motoare diferă sensibil ; ele se aleg pe cale experimentală, încercînd un model experimental cu diferite conducte și diferite axe de distribuție.

O astfel de alegere a fazelor de distribuție este necesară deoarece, în afară de fenomenele descrise, alegerea fazelor este puternic influențată de caracterul ondulator al variației presiunii înaintea organelor de distribuție, ceea ce n-a fost luat în considerare în cele expuse anterior.

Rezultatele experiențelor pentru determinarea influenței întîrzierii la închiderea supapei de admisiune, α_{isa}, asupra coeficientului de postumplere sînt arătate în figura 5. Aceste date arată că:

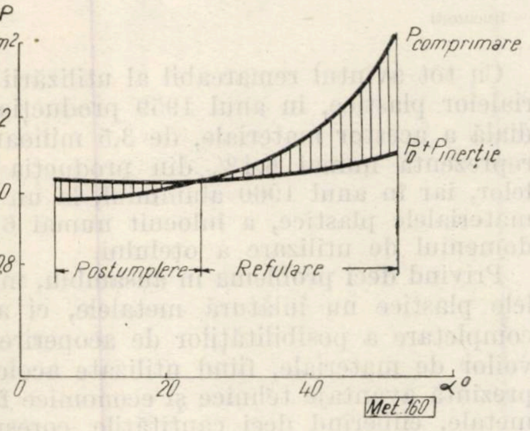


Fig. 4

1. pentru întîrzieri de 40—60°, coeficientul de postumplere este egal cu 1,05—1,20, adică postumplerea cilindrului reprezintă 5 pînă la 20% din greutatea încărcăturii proaspete care pătrunde în cilindru la deplasarea pistonului din p.m.i. în p.m.e.;

2. variația întîrzierii în limitele de la 40 pînă la 70° influențează într-o măsură relativ mică asupra coeficientului de postumplere;

3. pentru întîrzieri excesiv de mari, umplerea motorului se înrăutățește la turații mici și mijlocii, deoarece în aceste condiții postumplerea este mai mică decît refularea amestecului;

4. la turații mari, întîrzierea corespunzătoare umplerii gravimetrice maxime crește.

La efectuarea acestor experiențe la MAMI (Institutul de automobile și tractoare din Moscova), profilul camei a fost schimbat numai pe porțiunea corespunzătoare întîrzierii închiderii supapei de admisiune după p.m.e.

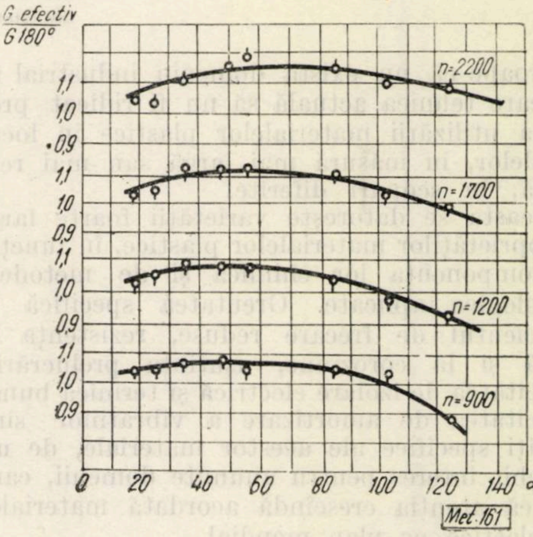


Fig. 5

Metoda propriu-zisă pentru luarea în considerare a post-umplerii și refulării, bazată pe o serie de ipoteze, a fost verificată în numeroase rînduri pe o serie de motoare de automobile și a dat rezultate bune în raport cu datele experimentale. De aceea, ea poate fi recomandată la efectuarea calculului termic al motoarelor cu ardere internă.

CZ 678:621

Interdependența dintre componență, structură și proprietățile fizico-mecanice ale materialelor plastice folosite în construcția organelor de mașini

Prof. GHEORGHE MANEA
Institutul politehnic – București

Aproape că nu există domeniu industrial în care tehnica actuală să nu fi ridicat problema utilizării materialelor plastice în locul metalelor, în măsură mai largă sau mai restrînsă, în scopuri diferite.

Aceasta se datorește varietății foarte largi a proprietăților materialelor plastice, în funcție de componența lor chimică și de metodele tehnologice aplicate. Greutatea specifică și coeficientul de frecare reduse, rezistența la uzură și la coroziune, ușurința prelucrării, capacitatea de izolare electrică și termică bună, capacitatea de amortizare a vibrațiilor sînt calități specifice ale acestor materiale, de un deosebit interes pentru anumite domenii, care explică atenția crescîndă acordată materialelor plastice pe plan mondial.

Dacă între anii 1930 și 1940 ritmul de creștere a producției mondiale de materiale plastice a mers oarecum paralel cu cel al metalelor neferoase (fig. 1), după anul 1940 producția materialelor plastice începe a marca o creștere mai rapidă, pentru ca în ultimul deceniu să lase în urmă considerabil pe cea a metalelor neferoase, atît ca ritm, cît și în cantități absolute.

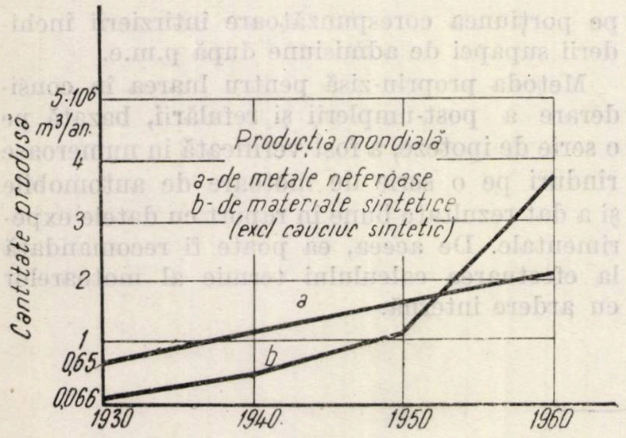


Fig. 1

Deși comparația este făcută în volum (m³/an), din cauza diferenței mari dintre greutățile specifice ale materialelor considerate, ea nu este riguros corectă. În numeroase cazuri, grosimile de pereți ale pieselor sînt într-adevăr apropiate; la multe construcții însă nu se poate porni de la același volum de material deoarece, din cauza diferenței de rezistență, piesele confecționate din materiale plastice trebuie să capete dimensiuni mai mari.

Cu tot avîntul remarcabil al utilizării materialelor plastice, în anul 1959 producția mondială a acestor materiale, de 3,5 milioane m³, reprezenta numai 6,4% din producția metalelor, iar în anul 1960 aluminiul, la un loc cu materialele plastice, a înlocuit numai 6% din domeniul de utilizare a oțelului.

Privind deci problema în ansamblu, materialele plastice nu înlătură metalele, ci aduc o completare a posibilităților de acoperire a nevoilor de materiale, fiind utilizate acolo unde prezintă avantaje tehnice și economice față de metale, eliberînd deci cantitățile corespunzătoare de metal pentru scopuri în care nu pot fi înlocuite. Astfel, materialele plastice își găsesc întrebuințarea:

— atunci cînd, în afara calităților metalelor, se cer și alte proprietăți importante dintre cele enumerate pentru materialele plastice;

— atunci cînd condițiile impuse piesei nu fac apel decît în măsură redusă la proprietățile mecanice ale metalelor, de exemplu la rezistență, deci de fapt construirea lor din metal reprezintă o risipă.

Sînt unele sectoare în care se poate întrevedea o depășire considerabilă a ponderii materialelor plastice. De exemplu, în domeniul tablelor și benzilor, respectiv al conductelor, este de așteptat ca, în anul 1965, ponderea materialelor plastice să se ridice pînă la 12% din producția totală a metalelor folosite în acest scop.

În țara noastră este prevăzută o dezvoltare deosebită a producției și a utilizării materialelor plastice și a rășinilor sintetice. Conform sarcinilor trasate de cel de-al III-lea Congres al P.M.R., producția acestor materiale în anul 1965 trebuie să ajungă la 95 000 t, din care cel puțin 30% să fie utilizate pentru înlocuirea metalelor feroase și neferoase.

Un număr mare de materiale plastice diferite găsesc în prezent aplicarea în construcția de mașini, a rezervoarelor și conductelor, a aparatelor chimice, a sculelor de presat, a mijloacelor de transport, a elementelor de construcții și de amenajare a locuințelor, pentru protecția suprafețelor și pentru asamblări prin încleiere.

Chimia, ca și tehnologia de fabricație a produselor, determinarea proprietăților fizico-mecanice, ca și a metodelor de încercare a materialului, comportarea pieselor în exploatare și pe standuri de laborator, problemele de standardizare au preocupat și preocupă un număr mare de tehnicieni și cercetători în toate țările.

În știință a luat naștere un domeniu specific acestor materiale, iar literatura de specialitate a atins proporții vaste.

După modul de comportare sub influența căldurii, materialele sintetice se împart în două mari grupe:

—materialele termorigide sau duroplastele, ale căror macromolecule formează, după întărirea materialului, o rețea spațială printr-un proces ireversibil, astfel încît produsul, prin încălzire și răcire, nu se mai înmoaie și nu se mai întărește din nou (fig. 2a);

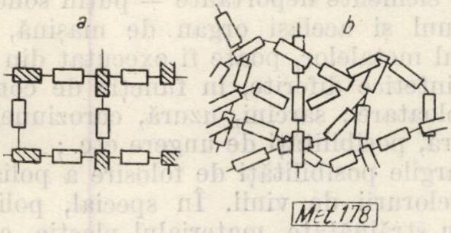


Fig. 2a și 2b.

— materialele termoplastice, cu molecule dispuse în catene liniare, respectiv în lanț (fig. 2b), care dau produse ce se înmoaie prin căldură și apoi se întăresc prin răcire ori de cîte ori se repetă procesul. Moleculele liniare se pot alungi, încolăci sau pot aluneca relativ, deși structura moleculară este menținută de forțe puternice. În funcție de temperatură, acest material poate avea stare elastică, plastică sau vîscoasă. Dezavantajul termoplastelor este rezistența mai redusă la temperaturi mai ridicate.

Materialele termoplastice pot fi împărțite la rîndul lor în două subgrupe: prima, cu structură amorfă; a doua, cu tendința de ordonare a grupelor de molecule, care poate fi numită cristalizare după exemplul legăturilor organice inferioare.

În grupa polimerilor liniari amorfi intră în principal: policarbonații, polistirenul, poliacrilații, policlorura de vinil, policarbazolul de vinil.

Din grupa termoplastelor parțial cristaline fac parte între altele: poliamida, polietilena, polipropilena, polifluorura de vinil, politetrafluoretilena, poliuretanii.

Este cunoscut că sinteza chimică prin care pot fi obținute macromoleculele materialelor plastice folosește azi trei metode: polimerizarea, policondensarea și poliadiția.

La polimerizare se pornește de la monomeri, respectiv de la legături moleculare inferioare (micromoleculare) nesaturate și, prin acțiunea catalizatorilor, se obțin lanțuri macromoleculare fără a se ivi produși secundari. Dacă se polimerizează molecule de bază nesaturate, de natură diferită, în macromolecule, se vorbește de copolimerizare sau polimerizare de amestec.

Policondensarea este un proces de unire a două feluri de molecule de bază, de natură diferită, în macromolecule, adesea la temperatură ridicată și sub acțiunea catalizatorilor, producîndu-se totodată produși secundari ca apă, alcool etc. Produsele principale sînt materiale plastice, termoplastice și duroplastele, ca poliesterii, aminoplastele și fenoplastele.

Caracteristic procesului de policondensare este faptul că pot fi obținute după voie etape intermediare, care se aduc mai tîrziu în starea finală dorită.

La poliadiție, macromoleculele sînt un rezultat al unirii moleculelor unor materiale chimic diferite prin transfer de atomi, fără a se ivi și produși secundari.

În tabela 1 sînt indicate principalele materiale sintetice, obținute pe cele trei căi, care se întrebuințează mai frecvent în construcția de mașini și aparate.

Dintre materialele termoreactive, cele mai întrebuințate sînt fenoplastele și aminoplastele.

Cum rășinile respective nu au rezistență mecanică suficientă, în masa termoreactivă se introduc, de obicei, materiale de umplutură — pulberi, fibre, tocătură, de natură organică sau anorganică — prin care sînt îmbunătățite calitățile mecanice și tehnologice. Ca semifabricate, se obțin mai ales în formă de plăci, profile sau tuburi. Este de observat că, în urma aplicării procesului tehnologic de presare, structura semifabricatului sau piesei nu rămîne perfect uniformă, ci materialul de umplutură se orientează în timpul procesului de curgere, în principal perpendicular pe direcția forței de presare.

În general, termoplastele sînt realizate fără materiale de umplutură. Numărul lor este foarte mare.

La temperaturi scăzute, fibromoleculele sînt înghemotocite și ,,înghețate'', astfel încît materialul este casant pînă la elastic dur. În această stare poate fi prelucrat prin așchiere.

La temperatura normală, structura arată încolăciri largi ale fibromoleculelor, materialul fiind dur pînă la elastic moale, deformabil prin presare, prin tragere etc.

La temperaturi ridicate, materialul devine vîscos tenace, încolăcirile fibromoleculelor fiind desfăcute; în această stare poate fi turnat, injectat, sudat.

Dacă temperatura se ridică mai departe, intervine descompunerea chimică.

În cazul injecției, la trecerea prin duze, moleculele capătă o ordonare forțată, paralel cu direcția injecției, pe care o păstrează și după răcire.

Tabela 1

Principalele materiale sintetice pentru construcția de mașini și aparate

Procedeul chimic	Grupa	Natura materialelor obținute (categorii)
Prin policondensare	materiale termoreactive	fenoplaste aminoplaste poliesteri (structură în rețea) siliconi
	materiale termoplastice	poliamide poliesteri (structură liniară) policarbonați
Prin polimerizare	materiale termoreactive	poliesteri nesaturați (structură în rețea) rășini epoxidice
	materiale termoplastice	polietilenă polipropilenă polistiren poliacrilați policloruri de vinil policarbazoli de vinil polifllouretilene polibutadiene
Prin poliadiție	materiale termoreactive	poliuretani (structură în rețea)
	materiale termoplastice	poliuretani (structură liniară)

Cum orientarea are loc în special spre suprafață, rezultă o diferență de rezistență în diferitele zone ale secțiunii. În afară de aceasta, rezistența este mai mare pe direcția longitudinală a orientării decît perpendicular pe ea. Acest proces apare mai pregnant la polistiren decît la poliamide.

În tabela 2 este indicată utilizarea diferitelor materiale plastice în construcția organelor de mașini. Din considerarea acestei tabele rezultă:

— gama largă de materiale plastice care își pot găsi utilizarea în construcția organelor de mașini, după cum este vorba de elemente portante — supuse unor solicitări apreciabile — sau de elemente neportante — puțin solicitate ;

— unul și același organ de mașină, ca și în cazul metalelor, poate fi executat din materiale sintetice diferite, în funcție de condițiile de exploatare : sarcini, uzură, coroziune, temperatură, posibilități de ungere etc. ;

— largile posibilități de folosire a poliamidei și policlorurii de vinil. În special, poliamida este, în străinătate, materialul plastic cel mai mult folosit în construcția de mașini.

Alegerea materialului potrivit scopului este în sine o problemă dificilă chiar în cazul metalelor, dar cu mult mai dificilă în cazul mate-

Tabela 2

Utilizarea materialelor plastice în construcția organelor de mașini

Denumirea piesei	Materiale termorigide							Materiale termoplastice									Materiale stratificate				Alte materiale sintetice		
	tip 11, 12, 16	tip 31	tip 51, 54, 57	tip 71, 74, 77	tip 131, 132	tip 150...156	siliconi	poliuretani	poliamide	polietilenă	polistiren	poliacrilat	policlorură de vinil	policarbonate	polifluoretilenă	polibutadien	rășini poliesterice cu fibre de sticlă	rășini epoxidice cu fibre de sticlă	stratific. fenolice cu hîrtie	stratific. fenolice cu țesături textile	acetat de celuloză	fibră Vulcan	cauciuc dur
Șuruburi, piulițe, piese filetate		×	×	×					×				×										
Lagăre de alunecare, bucșe, ghidaje			×	×				×	×				×	×	×				×	×	×	×	
Colivii pentru rulmenți									×											×			
Roți dințate		×	×	×				×	×	×	×			×	×				×	×	×	×	×
Elemente elastice pentru cuplaje								×	×														
Curele, benzi transportoare								×	×				×										
Funii									×				×										
Garnituri pentru roți cu fricțiune								×														×	×
Role	×	×		×					×	×	×		×		×				×		×		
Roți manuale, mînere	×	×					×	×	×		×		×								×		
Tuburi										×		×	×	×									
Elemente de asamblare pentru tuburi										×			×	×			×						
Armături (robinete, ventile, șubere)		×						×	×	×			×	×	×								
Garnituri de etanșare, manșete							×	×	×	×		×	×		×	×						×	
Suduri la plăci și la tuburi												×	×										

Observații. Simbolurile materialelor termoelastice sînt cele cuprinse în standardele germane DIN 7708 pentru materiale presate tipizate.

Proprietăţile fizice şi mecanice ale unor materiale sintetice termorigide tipizate *Tabela 3*

	Fenoplaste										Aminoplaste							
	11	12	16 cu azbest	31 cu făină de lemn	51	54	57	71	74	77	131	132	150	152	153	154	155	156
Greutate specifică, gf/cm³	2	2	2	1,45	1,45	1,45	1,45	1,45	1,45	1,45	—	—	—	—	—	—	—	—
Rezistenţă la tracţiune, kgf/cm²	150	250	250—300	250—300	250—300	250—300	500	250	250—300	800	250	250	500	500	500	500	500	500
Rezistenţă la compresiune, kgf/cm²	1 200	1 200	1 200	2 000	1 400	1 400	1 400	1 400	1 400	1 400	1 800	1 800	2 000	2 000	2 200	2 200	2 200	—
Rezistenţă la încovoiere statică, kgf/cm²	500	500	700	700	600	800	1 200	600	600	800	600	900	700	800	600	600	400	500
Rezistenţă la oboseală la încovoiere, ± kgf/cm²	—	—	200	—	170	—	—	—	250	—	—	—	—	200	—	—	—	—
Rezistenţă la şoc, kgcm/cm²	3,5	3,5	15	6	5	8	15	6	12	25	5	8	6	7	5	6	2,5	3,5
Rezistenţă la şoc (epruvetă crestată), kgcm/cm²	1	1	15	1,5	3,5	5,5	10	6	12	18	1,2	1,5	1,5	1,5	3,5	6	1	2
Duritate Brinell, kgf/cm²	1 800	1 600	1 300	1 300	1 300	1 300	1 300	1 300	1 300	1 300	1 500	—	1 500	1 500	1 800	—	—	—
Stabilitate termică (după Martens), °C	150	150	150	125	125	125	125	125	125	125	100	100	120	120	125	125	130	140
Higroscopicitate (după 4 zile) maximum, mg/100 cm²	45	45	90	180	300	500	1 500	250	300	450	300	300	250	200	300	300	200	200

Proprietăţile fizice şi mecanice ale unor materiale sintetice termoplastice în comparaţie cu cele ale unor metale *Tabela 4*

	Poliamide sovietice				Materiale germane											Oţel OL-50 STAS 500—49	Aluminiu turnat	Alamă moale Am-63 STAS 95—49
	π—68	AK-7	policaprolactamă	π—6	polietilenă presiune înaltă	polietilenă presiune joasă	policlorură de vinil	polimetilmetacrilat	polistiren VI	polistiren III	politetrafluoretilenă	poliamidă tip A	poliamidă tip B	policarbonat	acetobutirat de celuloză tip 411			
Greutate specifică, gf/cm³	1,13	1,14	1,13—1,14	1,13	0,92	0,94	1,38	1,18	1,05	1,05	2,2	1,13	1,3	1,2	1,2 —1,35	7,86	2,85	8,2—8,6
Rezistenţă la tracţiune, kgf/cm²	450—500	500—650	600—650	550—600	140—180	300	520—600	500	400—500	450	100—200	600—800	500—600	620—670	350—500	5 000—6 000	1 700	3200—4 000
Rezistenţă la compresiune, kgf/cm²	700—900	750—950	700—800	750	—	—	750	1 000	900—1000	1 000	70—120	1 000	900	790—840	450—575	—	—	—
Rezistenţă la încovoiere, kgf/cm²	800—900	1 000—1 200	900	1 000	110	280	600—1 200	900	700—1 000	1 000	110	700—1 000	350—500	1 100—1 200	550	—	—	—
Rezistenţă la şoc, kgcm/cm²	—	—	—	—	nu se rupe	—	>100	20	20—25	20	8,6	nu se rupe		>150	18	—	—	—
Alungire la rupere, %	100	100	150—200	100—200	400—600	1 000	50—150	—	2—3	—	250—400	20—200	20—250	—	40	18	20—40	δ_{10}= 35—25
Modul de elasticitate, kgf/cm²	—	—	—	—	2 000	4 500	30 000	30 000	—	—	3 500	16 000	7 000	22 000—25 000	17 000—25 000	$2{,}1 \cdot 10^6$	$0{,}76 \times 10^6$	$1{,}15 \cdot 10^6$
Duritate Brinell (după 60"), kgf/cm²	1000—1500	1 500—1 800	1 000—1 300	1 400—1 500	130	300	900	1 500—1 800	900—1 000	1 000	120	800—1 000	400	870—1 000	1 200	14 200	5 500	9 500
Stabilitate termică (Vicat), °C	195—205	205	160—180	200	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Temperatură maximă de utilizare, °C	—	—	—	—	70	90	50—60	70	60—80	65	200	90	80	135—140	60—70	—	—	—

rialelor sintetice. Inginerul mecanic doreşte să poată decide această alegere, ca şi în cazul metalelor, pe baza unor tabele şi diagrame care să indice în mod sigur proprietăţile fizico-mecanice ale materialului. Mai mult, el doreşte ca alegerea să-i fie uşurată şi să aibă certitudinea respectării acestor proprietăţi prin acţiunea standardelor.

În străinătate s-a întreprins pînă acum o acţiune vastă în această direcţie. Numeroase cercetări au scos la iveală posibilităţile materialelor sintetice, au precizat valoric aceste posibilităţi, care au fost standardizate. Totuşi, în prezent, datele legate de rezistenţă sînt mult mai sumare decît în cazul metalelor şi încă insuficiente pentru calculul riguros al organelor de maşini confecţionate din materiale plastice. În plus, forma piesei — ca şi la metale — condiţiile tehnologice şi cele de exploatare pot modifica apreciabil proprietăţile deduse iniţial pe epruvetele de încercări, ceea ce constituie una dintre marile dificultăţi în proiectarea pieselor executate din materiale plastice.

Calităţile pieselor confecţionate din materiale plastice sînt de fapt influenţate de numeroşi factori, ca : structura şi greutatea moleculară a materialului de bază, conţinutul de substanţe de umplutură (adaosuri), temperatura, umiditatea, mărimea (factorul de dimensiune), forma (prezenţa concentratorilor de tensiuni), starea suprafeţei, felul, durata şi viteza de aplicare a sarcinii, lumina (artificială şi naturală), radiaţiile radioactive [1].

Această situaţie obligă deocamdată la experimentarea atentă şi sistematică a organelor de maşini portante, de răspundere, pentru obţinerea datelor precise referitoare la cazul considerat, înainte de a se trece la fabricaţia în serie.

Desigur că problema nu se pune în acelaşi mod pentru piesele neportante.

Stadiul de început al fabricaţiei materialelor plastice în ţara noastră explică, în prezent, lipsa datelor amintite, necesare inginerului mecanic. Această problemă, a cărei amînare nu mai poate suferi întîrzieri, rămîne însă deschisă.

În tabelele 3 şi 4 sînt redate proprietăţile fizice şi mecanice ale materialelor termoreactive şi termoplastice, de anumite tipuri, arătate în tabela 2 ca utilizabile pentru construcţia organelor de maşini. Se observă diferenţele extrem de mari ale valorilor valabile în special pentru materialele termoplastice, de exemplu la :

—rezistenţa la încovoiere, între 110 kgf/cm² pentru polietilenă presiune joasă şi 1 200 kgf/cm² pentru poliamidă ;

— rezistenţa la şoc, între 8,6 kgcm/cm² pentru tetrafluoretilenă şi neintervenirea ruperii la polietilenă ;

— alungirea la rupere, între 2% pentru polistirol 6 şi 100% pentru polietilenă presiune joasă ;

— modulul de elasticitate de la 2 000 kgf/cm² pentru polietilena presiune înaltă şi 30 000 kgf/cm² la policlorura de vinil ;

— duritatea Brinell, între 120 kgf/cm² pentru tetrafluoretilenă şi 1 800 kgf/cm² la poliamide sau polimetilmetacrilat,

adică ecarturi pe care nu le întîlnim în mod curent la metale.

Comportarea materialelor plastice poate fi considerabil influenţată prin : ingredienţi ca lemn, hîrtie, textile, în formă de făină, tocătură, fibre ; armarea cu fibre de sticlă sau metalice ; placarea benzilor metalice cu un strat subţire de materiale plastice sau prin amestec de metal sub formă de pulbere în materialul plastic, rezultînd — după procedeul aplicat — construcţii mixte sau materiale mixte.

Ceea ce se poate realiza prin armarea cu fibre de sticlă rezultă din tabela 5.

Armarea cu sticlă oferă în acelaşi timp şi rigiditate mare. Materialul de amestec are influenţă asupra materialului rezultat şi sub alt aspect. De exemplu, materialul rezultat prin presare, privit la microscop, apare anizotrop. Fiecare fibră înconjurată de răşină reprezintă un concentrator punctiform rotund de tensiuni cu efect de crestătură, care în acelaşi timp împiedică curgerea materialului. În aceste puncte are loc o mărire a tensiunilor şi, totodată, o stare de tensiune spaţială, chiar atunci cînd încărcarea exterioară este monoaxială. Valoarea $\frac{1}{E}$ din legea lui Hooke $\varepsilon = \frac{1}{E}\sigma$ scade,

Tabela 5

Rezistenţa poliesterului armat cu fibre de sticlă în comparaţie cu cea a oţelului

Materialul	Greutate specifică, g/cm³	Rezistenţă la tracţiune, kgf/cm²	Rezistenţă la încovoierea statică, kgf/cm²	Rezistenţă la oboseală, ±kgf/cm²	Rezistenţă la şoc, kgcm/cm²	Modul de elasticitate, kgf/cm²
Răşină poliesterică turnată	1,3	400	700	—	1,5	40 000
Poliester presat cu leasă de sticlă	1,7	1 000	1 500	$\sigma_{-1} = 300$	100	120 000
Poliester presat cu ţesătură de sticlă	2,1	7 000	8 000	$\sigma_{-1t} = 500$	100	300 000
Oţel OLC 45 îmbunătăţit STAS 880—49	7,8	6 500—7 000	—	$\sigma_{-1t} = 2\,200$	—	2 100 000
Oţel aliat 25 MoC 11 STAS 792—49	7,8	6 500— 700	—	$\sigma_{-1t} = 2\,300$	900	2 100 000

deci modulul de elasticitate E creşte faţă de cel al răşinilor fără armătură. Curbele $\varepsilon = f(\sigma)$ pentru diferite materiale plastice sînt redate în figura 3.

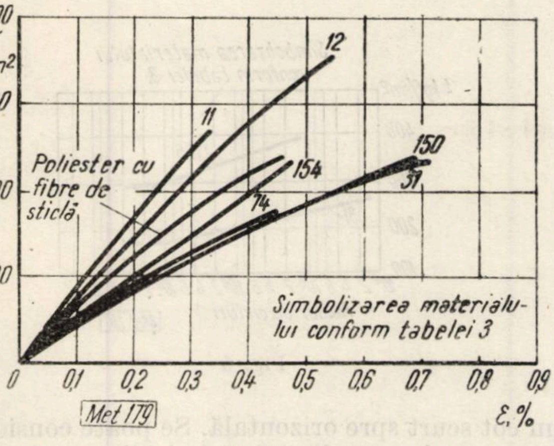


Fig. 3

Variaţia rezistenţei cu temperatura depinde de materialul de bază, de materialul de armătură şi de legătura care se realizează între ele [2]. În figura 4 este dată rezistenţa la tracţiune în funcţie de temperatură pentru cîteva din materialele trecute în tabelele 1 şi 2. În afară de fenoplastul tip 12, toate celelalte arată o scădere a rezistenţei mai rapidă între 20 şi 100°C decît între 100 şi 200°C. Poliesterul armat cu sticlă se comportă, între 20 şi 100°C, aproape la fel ca aminoplastul tip 154 (melamină cu tocătură textilă). Dincolo de această temperatură, rezistenţa acestui material scade tot atît de rapid ca şi a fenoplastului tip 12. Asemenea curbe dau o indicaţie valoroasă asupra domeniului de temperatură în care fiecare material poate fi corespunzător scopului.

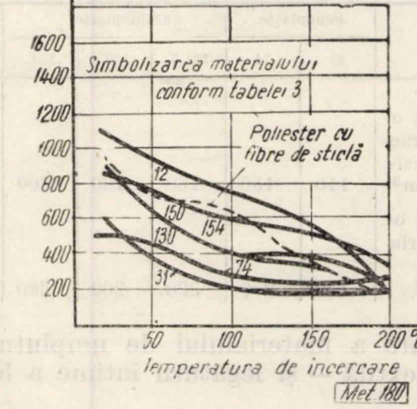


Fig. 4

Condiţiile de temperatură la care sînt supuse materialele sintetice pot fi foarte diferite. În electrotehnică, materialele izolante au de suportat – după clasă – temperaturi de 180°C timp de cîţiva ani. Există însă şi cazuri extreme, în construcţia rachetelor, în care laminatele cu fibre de sticlă sînt supuse, pe durate de cîteva minute, unei temperaturi de circa 3 000°C, în paralel cu acţiunea unor puternice solicitări mecanice.

Pentru construcţia de maşini este important faptul că o creştere a temperaturii pînă la 200°C are influenţă defavorabilă asupra proprietăţilor materialelor plastice.

De fapt, rezistenţa la temperatură este o noţiune cu multe interpretări, referitoare fie la durată – scurtă, mijlocie, lungă, permanentă – fie la criteriile înseşi, stabilitatea termică, temperatura critică a instabilităţii termice, temperatura de utilizare etc. [3].

Dependenţa materialului de temperatură are aspect fizic şi chimic.

Schimbările de natură chimică duc la îmbătrînirea materialului. Asemenea schimbări, ca ruperi ale lanţului de molecule, schimbări ale structurii lanţului, schimbări de grupări, reacţii de reţea, sînt ireversibile. Procesul de îmbătrînire se manifestă la materialele plastice mai evident decît la metale. Lumina influenţează acest proces în sensul activării lui.

Schimbările de natură fizică, atît timp cît nu sînt însoţite de fenomene de îmbătrînire, sînt reversibile.

Din punctul de vedere al îmbătrînirii, de exemplu, policarbonatul se comportă mai favorabil decît policlorura de vinil.

La termoplastele parţial cristaline, la temperaturi ridicate, intervin în procesul de îmbătrînire, în afară de fenomenele chimice, transformări fizice care duc la schimbarea cantităţii de cristalite. Dacă în acest proces partea de cristalite creşte rapid, scăderea alungirii devine foarte puternică, ajungînd pînă la starea casantă, mai ales la temperaturi apropiate de temperatura de topire a cristalitelor.

La materialele termoreactive, în starea iniţială există legături moleculare inferioare care, prin procesul de întărire, trec mai mult sau mai puţin în materiale rigide cu legături superioare în reţele. Stabilitatea la temperatură este aceea a răşinilor din care provin, atîta timp cît materialele de umplutură nu o influenţează în mod defavorabil din acest punct de vedere.

În tabela 6 este indicat domeniul temperaturilor limită pentru principalele materiale plastice folosite în construcţia de maşini, valabile pentru stabilitatea materialului în sine, fără să se ia în considerare solicitările din exploatare [3].

Proprietăţile fizice ale materialelor plastice se modifică foarte puţin sau de loc cu creşterea temperaturii în domeniul elastic dur. Dimpotrivă, modificările devin importante în domeniul elastic moale. Pentru materialele rezistente la temperaturi ridicate se cere, în afară de menţinerea proprietăţilor fizice în limitele admise,

Tabela 6

Temperaturi limită pentru materiale plastice folosite în construcţia organelor de maşini

Materialul	Domeniul temperaturii limită, °C
Policlorură de vinil	60— 90
Polistiren	60— 90
Acrilaţi	68—100
Poliamide	80—106
Poliuretani	68—112
Răşini poliesterice nesaturate	80—112
Răşini poliesterice modificate	80—120
Răşini epoxidice	80—130
Poliuretan reticulat	100—130
Policarbonaţi	100—130
Răşini siliconice	140—200
Materiale sintetice cu fluor	148—200

şi o bună rezistenţă (stabilitate) la îmbătrînire. Este o problemă de energie a legăturilor dintre atomi.

Mobilitatea atomilor şi moleculelor dependente de temperatură are ca rezultat faptul că, prin încălzirea materialelor, scade rezistenţa lor la deformare. Această influenţă a temperaturii determină şi delimitează domeniul de utilizare aproape a tuturor materialelor la căldură şi la frig, dar face posibilă şi uşurează multe metode tehnologice.

În cercetările de laborator, prin înglobarea de arsen, fosfor, bor etc., s-au obţinut asemenea polimerizate rezistente la temperaturi înalte.

Masa moleculară este un factor deosebit de important pentru proprietăţile mecanice ale materialului plastic, cunoscut fiind că, o dată cu creşterea ei, creşte şi rezistenţa la întindere. De exemplu, dacă greutatea moleculară a polimerului se dublează, sporul rezistenţei la tracţiune este de 30—40%.

Mărirea rezistenţei la tracţiune se explică prin legăturile intermoleculare deosebit de puternice, acestea fiind, la rîndul lor, în dependenţă de greutatea moleculară.

Nu trebuie să se piardă din vedere însă faptul că rezistenţa mecanică se micşorează cu creşterea conţinutului de micromolecule în polimer — masa moleculară medie devenind mai redusă — acest conţinut fiind condiţionat de temperatura de topire, turnare şi tratare termică a pieselor.

În majoritatea cazurilor, de exemplu la poliamide, sub acţiunea razelor radioactive are loc o creştere suplimentară a gradului de polimerizare, o schimbare a reţelei cristaline şi o îmbunătăţire a calităţilor de rezistenţă la temperatură. Prin iradierea radioactivă a polietilenei se previne deformaţia ei chiar la temperaturi relativ ridicate. Sînt cazuri în care se obţine un efect contrar, iar la unele materiale plastice nu se observă nici o influenţă.

În condiţiile actuale, aprecierea posibilităţilor folosirii unor materiale pentru construcţia organelor de maşini nu se poate face fără cunoaşterea comportării lor la oboseală. Încercările la oboseală prin tracţiune-compresiune [2], efectuate cu un număr de 2 200—3 000 cicluri/min, au arătat că, după o cădere relativ lentă între 10^6 şi 10^7 cicluri, curba de oboseală face un cot scurt spre orizontală. Se poate considera, în general, ca „limită tehnică" numărul de cicluri de 2.10^7, deoarece eventuala scădere a rezistenţei dincolo de această limită rămîne în orice caz în limita aprecierilor făcute în calcul. Se menţionează însă că există cazuri în care apar ruperi la un număr ridicat de cicluri dincolo de punctul în care curba de oboseală suferă abaterea.

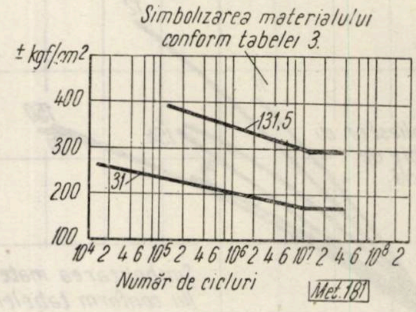


Fig. 5

În figura 5 sînt redate curbe de oboseală la încovoiere, obţinute cu o frecvenţă de 1 420 cicluri/min, iar unele rezultate cifrice sînt cuprinse în tabela 7.

Sub aspectul rezistenţei la oboseală, fenoplastele tip 31 şi aminoplastele tip 150 se comportă mai slab, datorită faptului că materialul de umplutură — făina de lemn — ajută puţin din acest punct de vedere (tabela 6).

Dimpotrivă, rezultate foarte bune au dat materialele tip 74 şi 154, datorită capacităţii de încărcare a materialului de umplutură — tocătură textilă — şi legăturii intime a lor cu răşina.

Tabela 7

Rezistenţe la oboseală pentru 2.10^7 cicluri

	Fenoplaste		Aminoplaste			Poliester cu fibre de sticlă
	31	74	131,5	150	154	
Rezistenţa la oboseală prin tracţiune-compresiune, ± kgf/cm²	110	180	160	100	300	300
Rezistenţa la oboseală prin încovoiere, ± kgf/cm²	170	250	300	200	300	225

Este de relevat faptul că epruvetele executate din materiale presate, cu umplutură de făină (tărîţe) de lemn sau celuloză, la un număr de cicluri dependent la încărcare, se rup complet, pe cînd epruvetele executate din materiale cu umplutură mai grosolană se crapă doar.

La încercările menţionate, poliesterul armat cu fibre de sticlă s-a rupt la oboseală prin încovoiere, la tensiuni inferioare celor obţinute pentru materialele tip 74 şi 154.

Valoarea scăzută se explică prin prezenţa fibrelor de sticlă — respectiv a concentratorilor, cum s-a arătat anterior — pe suprafaţa sau aproape de suprafaţa epruvetelor.

La materialele cu umplutură cu făină de lemn, rezistenţa la oboseală la încovoiere reprezintă 15—30 % din cea statică ; în cazul umpluturii cu tocătură de textile, raportul creşte la 35—40 %.

Materialele plastice sînt mai sensibile la frecvenţa ciclurilor de încărcare în sensul că, invers decît la metale, cu creşterea acestei frecvenţe, rezistenţa lor la oboseală scade. În schimb, datorită plasticităţii care le caracterizează, ele sînt mai puţin sensibile la efectul de crestătură.

Prin lipsa de uniformitate a structurii în secţiunea pieselor, legată de tehnologia pieselor mici şi mari, factorul de dimensiune are, la materialele plastice, în special la poliamide, o influenţă mai puternică decît la metale.

Se dă ca exemplu faptul că efortul unitar la rupere al unui fir cu grosimea de 2—3 microni este de 5—6 ori mai mare decît efortul unitar al unei epruvete de 10 mm diametru.

De fapt, la firul atît de subţire, ruperea se apropie de domeniul distrugerii legăturilor intermoleculare.

Dacă la piesele metalice considerarea fluajului devine necesară numai la temperaturi ridicate, la materialele plastice acest fenomen este foarte accentuat chiar la temperatura ambiantă obişnuită, deformaţiile ajungînd, de exemplu la poliamide, la ordinul de mărime de 20—30 %.

În consecinţă, în calculul pieselor importante trebuie să se ţină seama de fluaj, cu toate dificultăţile care intervin.

Interesante sînt cercetările făcute cu materiale plastice în care au fost înglobate pulberi metalice [4]. La pregătirea materialului brut de bază de tip 51 — fenoplast cu tocătură de hîrtie — s-au adăugat diferite cantităţi de pulberi de plumb, cu mărimea grăunţilor de 0,75—0,02 mm, respectiv cupru, cu mărimea grăunţilor de 0,6—0,03 mm. Experienţele au arătat că :

a. Capacitatea de absorbţie a apei este influenţată foarte puţin prin adaosul de metal.

b. Efectul asupra rezistenţei la încovoiere este important (fig. 6).

Scăderea rezistenţei la adaosurile reduse se explică prin efectele locale puternice de crestătură în locurile neomogene.

La adaosurile metalice importante, pe lîngă scăderea efectelor de crestătură, se formează vine metalice continue, constituind un schelet care măreşte rezistenţa la încovoiere a materialului.

c. Nu s-au putut trage concluzii unitare clare cu privire la comportarea la şoc.

d. Încercările de duritate au arătat o dispersie mare a valorilor, legată de distribuirea neuniformă a metalului în materialul de bază. Duritatea materialului rezultat se apropie de cea a metalului de adaos, în măsura în care cantitatea acestuia creşte în amestec.

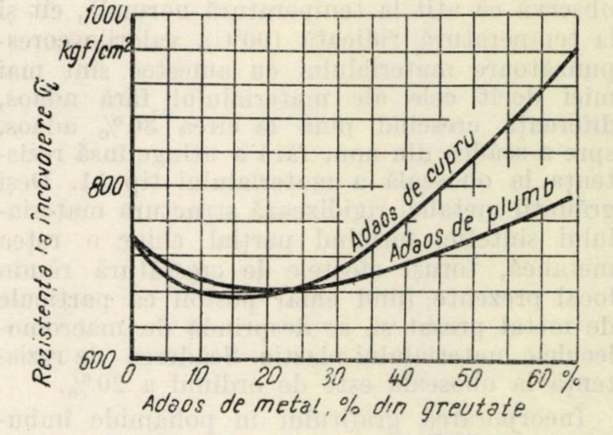


Fig. 6

e. Adaosul de metal, în special cel de plumb, are o influenţă favorabilă asupra rezistenţei la uzură (fig. 7). Comportarea bună la uzură a materialului cu conţinut de plumb se explică în special prin faptul că prezenţa acestui metal contribuie la netezirea suprafeţei, iar praful de plumb rezultat din uzură, parţial amestecat cu materialul plastic cocsificat, are în procesul de frecare un efect similar cu cel al grafitului.

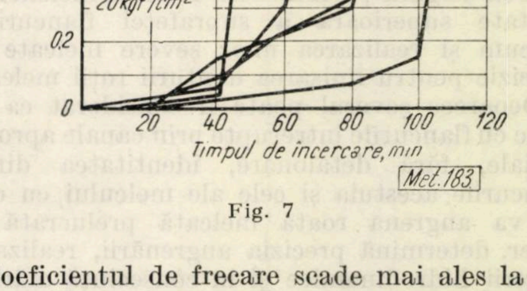


Fig. 7

Coeficientul de frecare scade mai ales la un adaos ridicat de cupru şi mai puţin ridicat de plumb.

Conținutul de cupru îmbunătățește comportarea în cazul ungerii la limită, ceea ce este în legătură cu structura de suprafață, cu duritatea superficială a materialului sintetic și cu capacitatea lui de adsorbție față de moleculele de lubrifiant.

f. Cu privire la comportarea la oboseală, se observă că atît la temperatură normală, cît și la temperatură ridicată (90°C), valorile corespunzătoare materialului cu amestec sînt mai mici decît cele ale materialului fără adaos, diferența crescînd pînă la circa 30% adaos, spre a scădea din nou, fără a atinge însă rezistența la oboseală a materialului tip 51. Deși grăunții metalici rigidizează structura materialului sintetic, formînd parțial chiar o rețea metalică, totuși efectele de crestătură rămîn local prezente, fiind chiar posibil ca particule de metal presat să se desprindă de macromoleculele materialului plastic. Scăderea de rezistență la oboseală este de ordinul a 20%.

Încorporarea grafitului în poliamide îmbunătățește de asemenea proprietățile. Nylonul cu grafit este superior nylonului fără adaos, sub aspectul rezistenței la tracțiune, rezistenței la încovoiere, modulului de elasticitate, dar mai ales prin coeficientul de dilatație termică mult mai redus.

Este bine cunoscut faptul că grafitul micșorează sensibil și coeficientul de frecare, însă își manifestă avantajele lubrifiante mai bine în prezența umidității. În cazul lagărelor, se pot atinge temperaturi la care materialele fenolice și poliamidele își pierd umiditatea, cînd deci grafitul poate fi de mai puțin folos.

Comportarea la uzură a poliamidei cu grafit este dependentă de procentul de material de adaos încorporat. Pentru capron, rezistența maximă la uzură a fost obținută cu 5% adaos de grafit.

Rezultate foarte bune au fost obținute cu adaos de 3–5% bisulfură de molibden (MoS_2), lipsită de impurități, acțiunea ei nefiind influențată de umiditate, al cărui efect asupra coeficientului de frecare este mai puternic decît cel al grafitului. Depășirea procentului indicat are efect defavorabil asupra coeziunii materialului, fără a mai îmbunătăți coeficientul de frecare.

---

[1] *Zemliakov, L. I.* Kapron-material dlia detalei mașin. Moscova, Mașghiz, 1961. [2] *Wiegand, H.* și *Wallhäusser, H.* Festigkeitseigenschaften von Presstoffen. In: Kunststoffe, H. 1, 1961, p. 7. [3] *Nowak, P.* Kunststoffe, auf dem Weg zu höherer Temperaturbeständigkeit. In: Kunststoffe, H. 9, 1961, p. 480. [4] *Fauner, g.* Untersuchungen der Eigenschafsänderungen von Pressmassen durch Metallpulverzusätze. In: V.D.I., H. 5, 1962, p. 193. [5] *Ialkevici, I. S.* și *Minkov, L. Ia.* Rezistența la oboseală a materialelor plastice pe bază de fibre de sticlă. În: Bul. Constr. de mașini, nr. 5. 1961, p. 351. [6] *Vlasova, K. N.* și *Nosova L. A.* Unele proprietăți ale poliamidelor folosite ca materiale pentru construcția de mașini. În: Bul. Constr. de mașini, nr. 5, 1960, p. 74. [7] *Basko, T. P.* Proprietățile antifricțiune ale capronului armat. În: Bul. Constr. de mașini, nr. 4, 1961, p. 382. [8] *Mehdorn, K.* Die Anwendung von Kunststoffen. În: V.D.I. nr. 10, 1956, p. 447.

CZ 621.833.38 :621.923.4

Rectificarea melcilor evolventici

Conf. ing. DEZIDERIU MAROS
Institutul politehnic – Cluj

Rectificarea melcilor este una dintre problemele strîns legate de mărirea capacității portante a angrenajelor melc-roată-melcată. Rectificarea asigură posibilitatea folosirii melcilor cu calitate superioară a suprafeței flancurilor, precum și realizarea unor șevere melcate de precizie pentru finisarea danturii roții melcate.

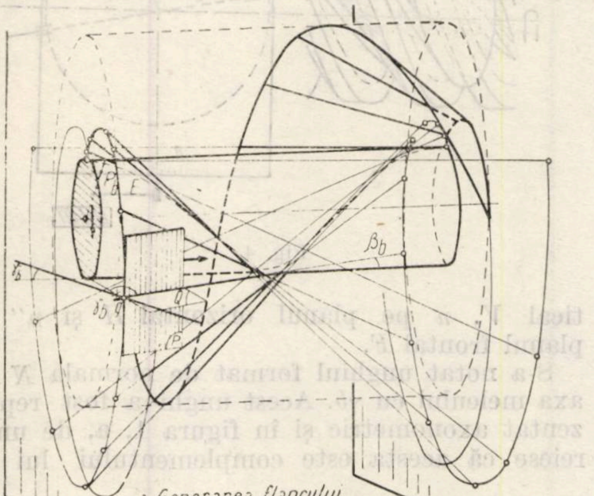
Deoarece șeverul poate fi considerat ca un melc cu flancurile întrerupte prin canale aproape radiale, fără detalonare, identitatea dintre flancurile acestuia și cele ale melcului, cu care se va angrena roata melcată prelucrată de șever, determină precizia angrenării, realizarea ungerii hidrodinamice și în consecință mărirea randamentului și a capacității portante pentru angrenajul prelucrat.

Această identitate se poate asigura numai prin rectificare. Dacă rectificarea se execută cu o piatră conică, se obțin suprafețe elicoidale nerilglate. În acest caz, identitatea apare numai atunci cînd ambele pise se prelucrează cu aceeași piatră și cu aceeași reglare. Chiar în ipoteza că — pe aceeași mașină și în aceleași condiții — după rectificarea melcului ar urma aceea a șeverului, la orice îndreptare a pietrei cu diamantul intervin abateri.

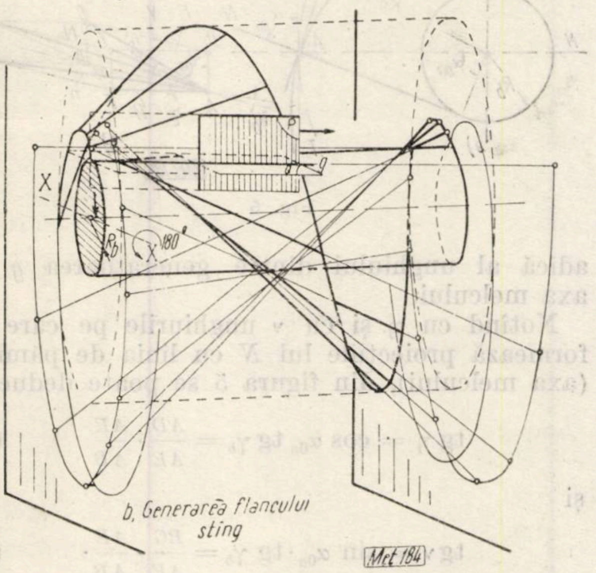
Compensarea acestor abateri s-ar putea efectua numai printr-o translație a arborelui port-piatră și de-a lungul axei sale geometrice. Dacă aceasta se realizează cu posibilitățile existente, adică prin apropierea suportului transversal de semifabricat, abaterile devin și mai mari. Aceste abateri cresc cu creșterea numărului de începuturi ale melcului prelucrat.

Toate aceste neajunsuri se elimină de la sine la melcii evolventici, datorită faptului că aceștia pot fi rectificați cu discuri abrazive cu fațeta plană.

Cele două flancuri ale melcului evolventic sînt generate de dreapta g, cînd aceasta se înfășoară pe cilindrul de bază cu raza R_b, fiind mereu tangentă la elicea directoare E (fig. 1).



a Generarea flancului drept



b, Generarea flancului sting

Mct 184

Fig. 1

Planul Q tangent la cilindrul de bază, care conține dreapta g, este planul normal la suprafața elicoidală generată, iar planul P perpendicular de-a lungul lui g pe Q este planul tangent la suprafața generată.

Înfășurarea celor două flancuri poate fi realizată și prin planul P, materializat de fațeta așchietoare a unei pietre abrazive.

În cazul melcului evolventic cu filet drept (fig. 1), la rotirea în sensul indicat a suprafeței elicoidale în jurul axei melcului, planul P execută o translație paralelă cu axa, tot în sensul indicat.

Cele două flancuri pot fi înfășurate și cu o singură reglare a planului P, adică a pietrei.

Dacă se ia, de exemplu, ca bază poziția planului P din figura 1, a, pentru rectificarea flancului stîng, melcul se rotește cu 180° între vîrfuri — în jurul axei xx — (fig. 1, b). Întradevăr, după această operație, planul P tangent la flancul stîng ca în figura 1, b, se poate suprapune peste planul P din poziția arătată în figura 1, a, corespunzătoare rectificării flancului drept.

Rectificarea flancurilor în poziția în care fațeta de așchiere se găsește într-un plan proiectant pe planul orizontal de proiecție, (fig. 1) nu asigură condițiile optime de așchiere și nici prelucrarea pe întreaga lățime a flancurilor.

Pentru remedierea acestor neajunsuri, planul P se aduce în poziția perpendiculară pe normala la suprafața elicoidală în punctul unde elicea de divizare intersectează planul orizontal, care trece prin axa melcului.

La rectificarea flancului drept al melcului cu filet drept, axa discului abraziv, paralelă cu

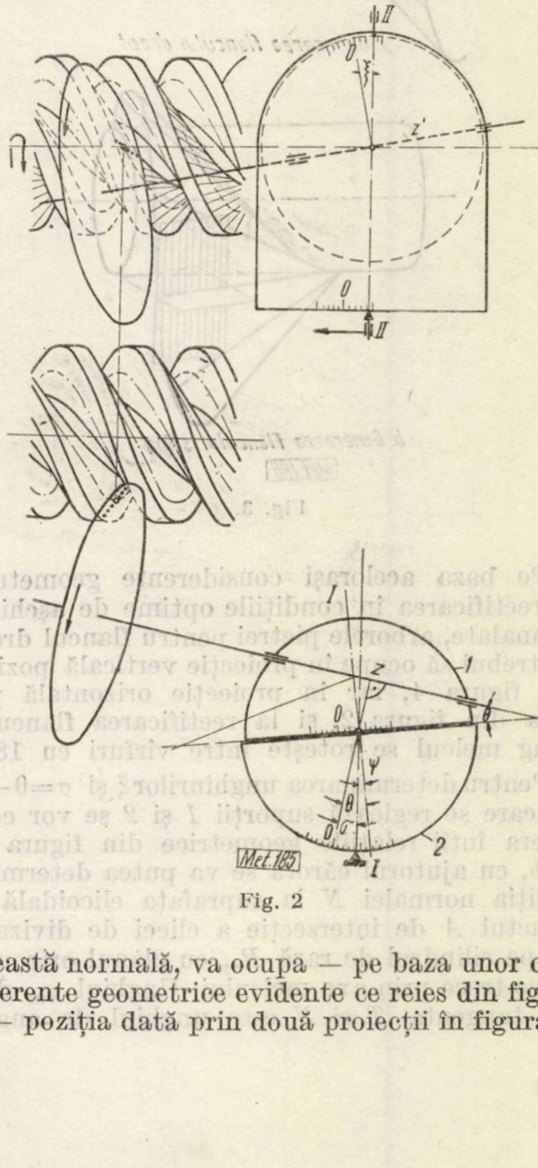


Fig. 2

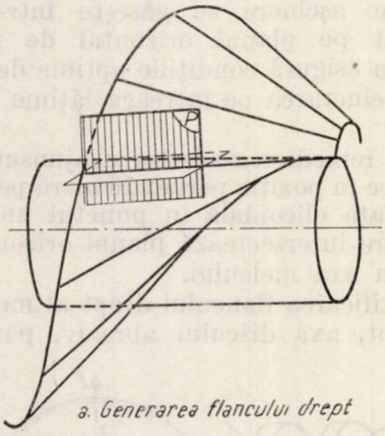
această normală, va ocupa — pe baza unor considerente geometrice evidente ce reies din figura 1 — poziția dată prin două proiecții în figura 2.

Suportul *1* al arborelui pietrei putîndu-se roti în jurul unui ax *I-I* situat în plan orizontal, iar suportul *2*, în care este fixat axul *I-I* putîndu-se roti în jurul unui ax vertical *II-II*, reglarea corespunzătoare este posibilă totdeauna.

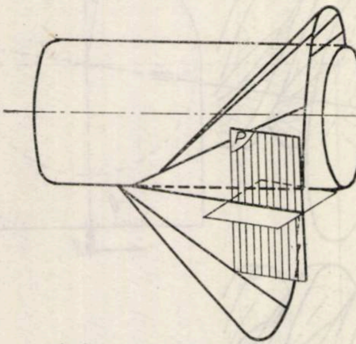
La rectificare, suportul *2* execută mişcarea de translaţie paralelă cu axa melcului, iar melcul mişcarea de rotaţie.

Înainte de rectificarea flancului stîng, melcul se roteşte între vîrfuri cu 180°, păstrîndu-se aceeaşi reglare a pietrei.

În cazul melcului cu filet stîng planul *P* ocupă poziţiile din figura 3.



a. Generarea flancului drept



b. Generarea flancului stîng

Fig. 3.

Pe baza aceloraşi considerente geometrice la rectificarea în condiţiile optime de aşchiere semnalate, arborele pietrei pentru flancul drept va trebui să ocupe în proiecţie verticală poziţia din figura 4, iar în proiecţie orizontală poziţia din figura 2, şi la rectificarea flancului stîng melcul se roteşte între vîrfuri cu 180°.

Pentru determinarea unghiurilor ξ şi $\sigma=\theta-\psi$, cu care se reglează suporţii *1* şi *2* se vor considera întîi relaţiile geometrice din figura 5, *a*, *b*, cu ajutorul cărora se va putea determina poziţia normalei *N* la suprafaţa elicoidală în punctul *A* de intersecţie a elicei de divizare, de pe cilindrul de rază R_d, cu planul orizontal *H* ce trece prin axa melcului. Unghiul α_{0a} dintre tangenta *T* şi *N* este unghiul de angrenare aparent corespunzător cilindrului de divizare.

În figura 5, *b* s-a reprezentat axonometric normala *N* cu proiecţiile sale *n'* pe planul vertical *V*, *n* pe planul orizontal *H* şi *n''* pe planul frontal *F*.

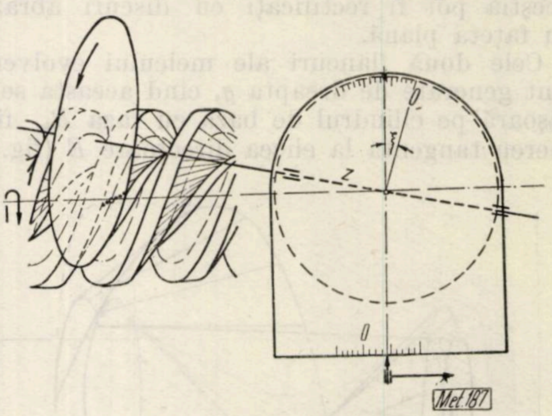


Fig. 4.

S-a notat unghiul format de normala *N* cu axa melcului cu γb. Acest unghi a fost reprezentat axonometric şi în figura 1, a, de unde reiese că acesta este complementului lui β_b adică al unghiului dintre generatoarea *g* şi axa melcului.

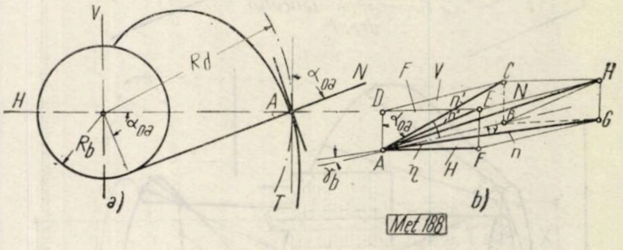


Fig. 5

Notînd cu η şi cu ν unghiurile pe care le formează proiecţiile lui *N* cu linia de pămînt (axa melcului), din figura 5 se poate deduce:

$$\operatorname{tg}\eta=\cos\alpha_{0a}\operatorname{tg}\gamma_b=\frac{AD}{AE}\cdot\frac{AE}{AB}\tag{1}$$

şi

$$\operatorname{tg}\nu=\sin\alpha_{0a}\cdot\operatorname{tg}\gamma_b=\frac{BG}{AE}\cdot\frac{AE}{AB}\cdot\tag{2}$$

Ţinînd seamă de relaţiile:

$$\operatorname{tg}\beta_b=\operatorname{tg}\beta_0\cos\alpha_{0a}\tag{3}$$

şi

$$\operatorname{tg}\alpha_{0a}=\frac{\operatorname{tg}\alpha_0}{\cos\beta_0},$$

deduse în [1 — formulele 312 şi 327], pentru melcii evolventici, unde $\beta=90°-\gamma$, se obţine:

$$\frac{\operatorname{tg}\gamma_0}{\operatorname{tg}\gamma_b}=\cos\alpha_{0a}\tag{4}$$

şi

$$\operatorname{tg} \alpha_{0a} = \frac{\operatorname{tg} \alpha_0}{\sin \gamma_0}. \quad (5)$$

Confruntînd relaţiile (4) şi (5), se ajunge la forma :

$$\sin \alpha_{0a} \cdot \operatorname{tg} \gamma_b = \frac{\operatorname{tg} \alpha_0}{\cos \gamma_0}. \quad (6)$$

Înlocuind relaţia (6) în relaţia (2), se obţine :

$$\operatorname{tg} \nu = \frac{\operatorname{tg} \alpha_0}{\cos \gamma_0}. \quad (7)$$

Înlocuind relaţia (4) în relaţia (1) se determină :

$$\eta = \gamma_0. \quad (8)$$

În formulele 4—8, α_0 este unghiul de angrenare normal, corespunzător cilindrului de divizare, iar γ_0 este complementul unghiului pe care-l formează tangenta la elicea de divizare cu direcţia axei melcului.

Considerînd că planul în care se citesc diviziunile pentru rotirea cu unghiul ξ este înclinat faţă de axa (z, z') a pietrei abrazive cu unghiul constant θ, la rotirea în jurul axei $I—I$ axa Z va descrie o suprafaţă conică.

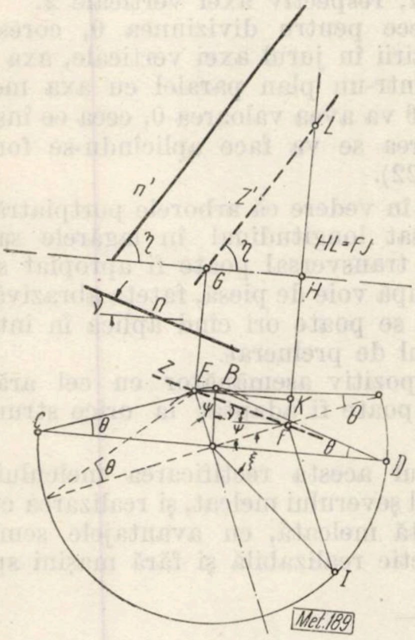


Fig. 6.

În figura 6 se dă în două proiecţii n' şi n poziţia normalei N; problema care trebuie rezolvată este aducerea axei Z, avînd proiecţiile z şi z', în poziţia paralelă cu N. Desigur că în acest caz n va trebui să fie paralel cu z, iar n' cu z'.

Aceasta se realizează prin rotirea conului în jurul unei axe perpendiculare în 0 pe planul H, adică în proiecţie orizontală a triunghiului BCD în jurul punctului 0 — de asemenea prin rotirea concomitentă a generatoarei sale Z în jurul axei conului.

Rotirea conului corespunde rotirii cu unghiul ψ, iar rotirea generatoarei corespunde rotirii cu unghiul ξ din figura 2.

Pentru aflarea unghiului ξ s-a rabătut cercul de bază CID al conului pe planul orizontal de proiecţie. Punctul I reprezintă punctul unde generatoarea (axa Z) intersectează cercul de bază al conului. Unghiul dintre OI şi OF este unghiul ξ în adevărata mărime.

Generatoarea Z se proiectează pe planul vertical după dreapta GL, iar pe cel orizontal după EF; se observă că cota HL este egală cu FI.

Pe baza relaţiilor geometrice din figura 6 se poate deduce :

$$\operatorname{tg} \eta = \frac{HL}{GH} = \frac{FI}{EK} = \frac{AF \cdot \operatorname{tg} \xi}{EF \cdot \cos \nu} = \frac{AF \cdot \operatorname{tg} \xi}{\dfrac{AF}{\cos(\psi + \nu)} \cdot \cos \nu} \quad (9)$$

sau

$$\operatorname{tg} \eta = \operatorname{tg} \xi \cdot \cos(\psi + \nu) \frac{1}{\cos \nu} = \operatorname{tg} \xi \cdot \cos \psi -$$

$$- \operatorname{tg} \xi \cdot \operatorname{tg} \nu \cdot \sin \psi. \quad (10)$$

Pe de altă parte, din figura 6 mai reiese :

$$AC \cdot \cos \xi = AC \cdot \operatorname{tg} \theta \cdot \operatorname{ctg}(\nu + \psi) \quad (11)$$

sau

$$\cos \xi = \operatorname{tg} \theta \frac{1 - \operatorname{tg} \nu \cdot \operatorname{tg} \psi}{\operatorname{tg} \nu + \operatorname{tg} \psi}. \quad (12)$$

Înlocuind în relaţiile (10) şi (12) valorile lui ν şi η date de relaţiile (7) şi (8) se obţin două ecuaţii cu două necunoscute.

Determinarea necunoscutelor ξ şi ψ se face în felul următor :

din relaţia (10) se deduce :

$$\frac{\operatorname{tg} \gamma_0}{\cos \psi - \operatorname{tg} \nu \cdot \sin \psi} = \frac{\sqrt{1 - \cos^2 \xi}}{\cos \xi}. \quad (13)$$

Înlocuind în această relaţie valorile lui cos ξ din relaţia (12), după o serie de transformări se ajunge la forma :

$$\cos^2\psi (\operatorname{tg}^2 \alpha_0 - \operatorname{tg}^2\theta \cos^2 \gamma_0) +$$

$$+ \sin^2 \psi (\cos^2 \gamma_0 - \operatorname{tg}^2\theta \cdot \operatorname{tg}^2\alpha_0) +$$

$$+ 2 \sin \psi \cdot \cos \psi (\operatorname{tg}\alpha_0 \cos \gamma_0 + \operatorname{tg}^2\theta \cos \gamma_0 \operatorname{tg} \alpha_0) =$$

$$= \sin^2 \gamma_0 \cdot \operatorname{tg}^2\theta ; \quad (14)$$

de aici, după o altă serie de transformări şi reduceri se obţine :

$$\cos \psi \cdot \operatorname{tg} \alpha_0 + \sin \psi \cdot \cos \gamma_0 = \pm \frac{\sin \theta}{\cos \alpha_0}, \quad (15)$$

iar, de aici, ecuația de gradul 2 de forma:

$$\cos^2\psi(\cos^2\gamma_0 + \mathrm{tg}^2\,\alpha_0) - \frac{2\sin\theta\cdot\sin\alpha_0}{\cos^2\alpha_0}\cos\psi + \frac{\sin^2\theta}{\cos^2\alpha_0} - \cos^2\gamma_0 = 0. \qquad (16)$$

Rezolvînd această ecuație de gradul 2, se obține:

$$\boxed{\cos\psi = \frac{\sin\theta\cdot\sin\alpha_0 \mp \cos\gamma_0\cdot\cos\alpha_0\sqrt{\cos^2\theta - \sin^2\gamma_0\cos^2\alpha_0}}{1 - \sin^2\gamma_0\cdot\cos^2\alpha_0}.} \qquad (17)$$

Valoarea corespunzătoare din punct de vedere tehnologic pentru ψ este cea cu semnul plus.

Pentru determinarea lui ξ, din relația (10), după înlocuirea lui ν și η cu valoarea dată de (7) și (8), se deduce:

$$\sin\xi = \cos\xi\,\frac{\sin\gamma_0}{\cos\psi\cdot\cos\gamma_0 - \mathrm{tg}\,\alpha_0\sin\psi}\cdot \qquad (18)$$

Înlocuind în relația (12) valoarea lui ν dată de ecuația (7) și introducînd valoarea astfel determinată pentru cos ξ în relația (18), după transformări se ajunge la forma:

$$\sin\xi = \frac{\mathrm{tg}\,\theta\cdot\sin\gamma_0}{\cos\psi\cdot\mathrm{tg}\,\alpha_0 + \sin\psi\cdot\cos\gamma_0}\cdot \qquad (19)$$

Ținînd seamă de (15), relația (19) devine:

$$\boxed{\sin\xi = \mp\frac{\sin\gamma_0\cos\alpha_0}{\cos\theta}.} \qquad (20)$$

Și în acest caz se iau în considerare numai valorile cu semnul plus.

Formulele (17) și (20) se aplică la reglarea mașinilor de rectificat melci evolventici ale firmei David Braun. La această mașină, unghiul θ constructiv este de 35°.

În cazul particular cînd $\theta = 0°$, formulele (17) și (20) devin:

$$\boxed{\cos\psi = \frac{\cos\gamma_0\cdot\cos\alpha_0}{\sqrt{1-\sin^2\gamma_0\cos^2\alpha_0}};} \qquad (21)$$

și

$$\boxed{\sin\xi = \sin\gamma_0\cdot\cos\alpha_0.} \qquad (22)$$

În figura 7 s-a reprezentat strungul de detalonare tip DH 250 × 630, de fabricație R.G.D., cu care se pot rectifica melci evolventici prin blocarea mișcării de detalonare.

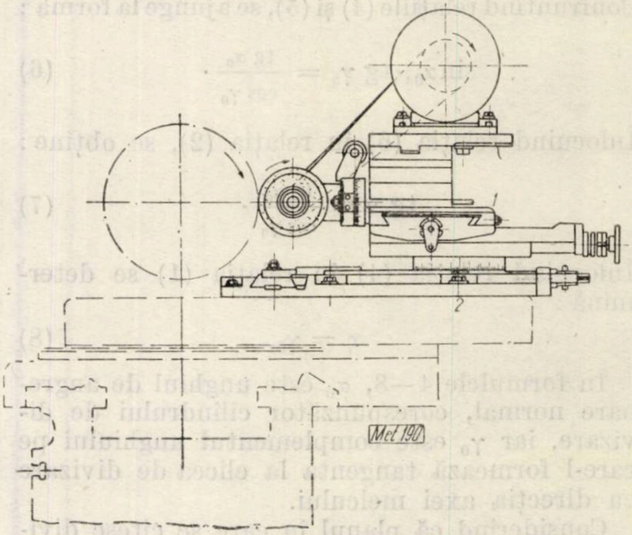


Fig. 7

Reglarea la unghiurile ξ și ψ se face prin rotirea suportului portpiatră în jurul axei orizontale *1*, respectiv axei verticale *2*.

Deoarece pentru diviziunea 0, corespunzătoare rotirii în jurul axei verticale, axa pietrei se află într-un plan paralel cu axa melcului, unghiul θ va avea valoarea 0, ceea ce înseamnă că reglarea se va face aplicîndu-se formulele (21) și (22).

Avînd în vedere că arborele portpiatră poate fi deplasat longitudinal în lagărele sale, iar suportul transversal poate fi apropiat sau depărtat după voie de piesă, fațeta abrazivă plană a pietrei se poate ori cînd aplica în întregime pe flancul de prelucrat.

Un dispozitiv asemănător cu cel arătat în figura 7 poate fi adaptat la orice strung universal.

În felul acesta rectificarea melcului evolventic, al șeverului melcat, și realizarea cuplului melc-roată melcată, cu avantajele semnalate, este practic realizabilă și fără mașini speciale.

---

[1] *Maros, D.* Cinematica roților dințate. București, Editura Tehnică, 1958. [2] *Maros D.* și *Csulak, A.* Bazele teoretice ale prelucrării corecte a melcilor și a roților melcate. În: Studii și cercetări de mecanică aplicată, Academia R.P.R., nr. 1, 1960. [3] *Gergely, E.* și *Maros. D.* Asupra abaterilor dintre flancurile melcilor, prelucrate de scule cu profile rectilinii. În: Studii și cercetări de matematică, Academia R.P.R. filiala Cluj, fascicula anexă, vol. XI, 1960. [4] *Litvin, F. L.* Teoria zubciatîh zațeplenii. Moscova, Mașghiz, 1960.

CZ 631.3 : 629.114.73.012.3 : 338.041

Tipizarea roţilor de rulare de la maşinile agricole

Ing. IOAN BOBOŞ
I.P.M.A. Grupul de proiectare – Timişoara

In industria constructoare de maşini agricole din ţara noastră s-au obţinut unele realizări în domeniul standardizării şi unificării maşinilor, uneltelor, ansamblurilor şi pieselor. Astfel s-au standardizat plugurile cu tracţiune animală care au în prezent 78—80% din piese comune); s-au limitat şi unificat tipurile de pluguri de tractor, cultivatoarele, unele maşini pentru stropit etc. S-au standardizat aproape toate uneltele agricole, ceea ce a dus în primul rînd la limitarea tipurilor şi la îmbunătăţirea calităţii acestor unelte. Pentru standardizarea şi unificarea roţilor de rulare de la maşinile agricole, cu excepţia celor de la maşinile agricole unificate, nu s-au întreprins pînă în prezent acţiuni mai eficace.

Pe baza datelor din exploatare şi a celor indicate în tabelele 1 şi 2 se arată tipurile şi dimensiunile roţilor de rulare de la principalele grupe de maşini agricole fabricate în ţara noastră, precum şi posibilitatea de standardizare şi tipizare a acestor roţi.

A. *Maşini agricole cu roţi pe pneuri*

În tabela 1 sînt indicate caracteristicile roţilor carosabile pe pneuri de la maşinile agricole ce se execută actualmente în ţara noastră.

1. *Maşinile de combătut dăunători.* Cele trei tipuri de maşini: MSV—A, MPV—A şi MSP—A din această grupă sînt echipate cu două tipuri de roţi prevăzute cu două dimensiuni de anvelope : 5,50—16/6 şi 680×100 STAS 626-59 (ambele necorespunzătoare, deoarece sarcina maximă reală pe o roată este de 100—150 kg, mult inferioară sarcinii maxime admisibile).

Se impune ca la aceste maşini să se adopte un singur tip de roţi pe pneuri mai mici, mai uşoare, cu jenţi de dimensiuni mai reduse, pe care să se monteze anvelope pentru sarcini mici, aproximativ de tipul 680 × 100, iar butucii să fie turnaţi interschimbabili.

2. *Maşini pentru semănat şi administrat îngrăşăminte.* Din această grupă numai la maşina de semănat de precizie universală pneumatică, purtată, SPUPP-6, la care roţile servesc mai mult pentru sprijin, se utilizează roţi cu bandaje din cauciuc plin.

3. *Maşini pentru lucrările solului.* Grapa cu discuri GD-4 din această grupă este prevăzută ca o variantă cu un tip de roţi pe pneuri corespunzătoare, de dimensiunea 7,50—16.

4. *Maşini de recoltat plante industriale.* Maşina de recoltat cartofi pentru soluri grele, cu un rînd, tractată mecanic, E-641, este echipată la spate cu un tip diferit de roată pe pneuri, iar în faţă cu roţi metalice.

5. *Maşini de recoltat cereale (păioase) şi fîn.* Maşinile din această grupă (VI în tabela 1) sînt echipate cu opt tipuri de roţi diferite dimensional şi constructiv. Combina C şi presa PMT-5 au fiecare cîte două tipuri de roţi, iar maşina de recoltat mazăre MSM-2,2 are acelaşi tip de roată ca şi secerătoarea cu transportor VT-3,6. Transportorul elevator TE a fost prevăzut iniţial cu roţi pe pneuri de tipul celor utilizate la maşina VT-3,6, însă ulterior s-au adaptat la acest transportor roţi cu bandaje metalice.

În general, anvelopele utilizate la aceste roţi şi înseşi roţile sînt corespunzătoare — cu excepţia butucilor care trebuie să fie tipizaţi, astfel ca numărul găurilor pentru prindere să fie egal (şi pe aceeaşi circumferinţă) cu numărul de găuri ale jenţilor, ceea ce face ca butucii respectivi şi înseşi roţile să poată fi interschimbabile.

6. *Maşini de recoltat şi însilozat.* Maşina de recoltat şi tocat furaje CRS-1,5 şi combina de siloz universală CSU sînt echipate fiecare cu cîte un tip diferit de roată, prima avînd tipul de anvelope 9,00 — 20/10 supradimensionată, deci necorespunzătoare, iar a doua, tipul de anvelopă 5,50—16/6 (oarecum corespunzătoare, adaptată prin derogare în locul tipului 5,50—16/8).

7. *Tractoare şi remorci.* Obişnuit, tractoarele ce se fabrică în ţara noastră sînt echipate cu două tipuri de roţi, unul în faţă şi al doilea în spate, iar cele trei tipuri de remorci sînt înzestrate cu tipul de roată utilizată la osia din faţă a camionului Steagul roşu 101, cu deosebirea că la roata remorcii RBT-4 se utilizează anvelopa 32″ × 8″, iar la roţile remorcilor RBL-4 şi RCP-3,6, anvelopa 9,00—20/10. Se menţionează că tipul de roată cu care este echipată osia din faţă a tractorului UTOS-26 se utilizează şi la : grapa cu discuri GD-4, secerătoarea cu transportor VI-3,6, combina de siloz universală CSU (prin derogare) şi maşina de recoltat mazăre MSM-2,2, ale căror roţi sînt înzestrate deci cu anvelope asemănătoare; tipul de roată de la remorci se utilizează şi la presa de balotat paie PMT-5, realizări ce constituie un pas important pe calea unificării şi tipizării roţilor de rulare de la maşinile agricole.

8. *Diferite agregate.* Agregatele : grupul electrogen mobil de 25 kW pe două osii şi cel de 38 kW pe o osie sînt înzestrate cu tipul de

Tabela 1

Caracteristicile tehnice ale roţilor de rulare de la principalele maşini agricole care sînt executate şi utilizate în R.P.R. conform sistemei de maşini existente

A. MAŞINI AGRICOLE PE ROŢI DE RULARE CU PNEURI

Nr. crt.	Denumirea maşinii	Simbolul maşinii	Sarcina, kgf/roată (date de exploatare)	Presiunea de regim în anvelopă, at	Simbolul anvelopei, conform STAS sau alte norme	Construcţia cauciucurilor, nr. de pliuri în carcasă	Dimensiunea exterioară a cauciucurilor anvelopei, mm	Balonaj (s), mm	Raza activă R_a mm	Greutatea maximă a anvelopei, kg	Sarcină maximă, kgf/roată	Simbolul jantei	OBSERVAŢII
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
	I. *Maşini de combătut dăunători*												
1	Maşină pentru stropit viile, cu tracţiune animală, acţionată de la roţi	MSV–A	100–150	2,5	550–16/6	6	707	160	391	17	560	400 E×16	
2	Maşină pentru prăfuit, cu tracţiune animală, acţionată de la roţi	MPV–A	100–150	2,5	550–16/6	6	707	160	391	17	560	400 E×16	
3	Maşină de stropit şi prăfuit culturi de cîmp şi legume, cu tracţiune animală, acţionată de la roţi	MSP–A	100–150	2,5	600×100	4	697	107	385	7,6	240	3×19	
	II. *Maşini pentru semănat şi administrat îngrăşăminte*												
4	Maşină de semănat de precizie universală, pneumatică, purtată, pentru plante prăşitoare	SPUPP–6	150				400	85	185	5,6	circa 250		Bandaj de cauciuc plin, de profil rotund 400×85mm
	III. *Maşini pentru lucrat solul*												
5	Grapă cu discuri	GD–4	680+200	2,5	760–16	6	788	198	366	18,9	710	500 F×16	Grapa GD-4 are două variante de roţi : a) pe pneuri b) cu bandaje metalice
	IV. *Maşini pentru irigaţie*												Iniţial, la maşinile de irigaţie care sînt executate în ţara noastră s-au prevăzut roţi cu pneuri ; ulterior, s-au adaptat roţi cu bandaje metalice
	V. *Maşini de recoltat plante industriale*												
6	Maşină de recoltat cartofi, pentru soluri grele, cu un rînd, tractată mecanic	E–641	230	2,2									Roata din spate este pe pneuri, cea din faţă cu bandaj metalic. Nu se execută în R.P.R.
	VI. *Maşini de recoltat cereale (păioase şi fîn)*												
7	Combină	C_1	1 300 circa 200	1,6–1,8	950×350 350–19	8 4	945 circa 680	347 circa 85	442 (317)	42 5,9	1 800 225	3×19	

(continuare tabela 1)

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
8	Presă	PMT—5	1 500 kgf/ roata I 400 kgf/ roata a II-a	4,7 2,5	900—20 600—16	10 6	982 718	246 188	465 335	49,8 14,6	1 500 480	600T×20 400E×16	
9	Greblă rotativă		100	2,2	16×4	6	400	98,5	185		circa 300		Fabricație cehoslovacă
10	Secerătoare cu transportor	VT—3,6	600	4,2	5,50—16	8	707	160	331	17	1 050	400E×16	
11	Mașină de recoltat mazăre	MSM—2,2	600	2,4	550×16	6	707	160	331	17	560	400E×16	
12	Transportor elevator	TE	600	4,2	550—16	6	707	160	331	17	1 050	400E×16	S-a executat numai prima serie pe roți pe pneuri
13	Mașină de strivit fîn	import	400	2,4	550—16	6	707	160	331	17	560	400E×16	S-a adus din import
	VII. Mașini de recoltat porumb												Nu se execută nici o mașină din această grupă cu roți pe pneuri
14	*VIII. Mașini de recoltat și insilozat* Mașină de recoltat și tocat furaje	CRS—1,5	1 000 kgf/ roata din brazdă, 880 kgf/roata a II-a	4,7	9,00—20/ 10	12	982	246	465	49,8	1 500	(8″—20) 600T×20	
15	Combină de siloz universală	CSU	700 (maximum)	3,0	5,50—16/8	8	707	160	331	17	1 050	400E×16	Prin derogare s-a adaptat și anvelopa 5,50—16/6
16	*IX. Tractoare și remorci* Tractor	UTOS—27	1 250 kgf/ roata motoare din spate, 550 kgf/roata directoare din față	0,85—1,2 2,5	1 200—38 600—16	8 6	1 565 718	334 168	780 335	110 14,6	1 600 480	DW 11 400E×16	
17	Remorcă de tractor	RBT—4	1 400	5,5	32″×8″	10	817	221 (196-193)	378 (420)	26 (36)	1 400 1 050	500F×16 500S×30	Roți ca la camionul Steagul roșu-101
18	Remorcă de tractor	RBL—4	1 500—1 600	4,7	9,00—20	12	1 010	253	470	59,2	1 550	600T×20 (8″—20)	Roți ca la camionul Steagul roșu-101
19	Remorcă de tractor	RCP—3,6	1 500—1 600	4,7	9,00—20	10	982	253	470	59,2	1 550	600T×20 (8″—20)	Roți ca la camionul Steagul roșu-101
20	*X. Diverse agregate* Grup electrogen mobil de 25 kW, pe două osii, cu motor de 35 CP		700	5,5	900—20	10	982	246	465	48,8	1 500	600T×20 (8″—20)	Roțile sînt de tip prea mare. Roți tip camion Steagul roșu-101
21	Grup electrogen de 38 kW, pe o osie		1 200	5,5	900—20	10	982	246	465	48,8	1 500	600T×20 (8″—20)	Roțile sînt de tip prea mare. Roți tip camion Steagul roșu-101
22	Pompă de vin, varianta a II-a	APAV—1	40				180	30					Bandaj de cauciuc plin

roată utilizat la remorcile RBL-4, RCP-3,6, necorespunzător, deoarece în acest caz este supradimensionat (îndeosebi anvelopa); ca urmare se recomandă un tip de anvelopă mai mic, cum este de exemplu tipul 34 × 7.

Pompa de vin APAV-1 este echipată cu un tip de roată aparte, ce are bandajul din cauciuc plin, iar corpul turnat. Acest tip de roată se poate unifica cu roata utilizată la mașina SPUPP-6, care are corpul roții presat, dimensiunile principale fiind aproximativ egale.

Din grupele mașini pentru irigație și mașini de recoltat porumb, nu se execută și nici nu se exploatează nici una care să aibă roțile pe pneuri.

Din analiza efectuată reiese că cele 23 de tipuri de mașini agricole în exploatare sînt echipate cu 18 tipuri de roți diferite pe pneuri. Rezultă că se impune cu necesitate tipizarea și standardizarea roților pe pneuri utilizate la mașinile agricole.

B. *Mașini agricole pe roți cu bandaje metalice*

Majoritatea mașinilor utilizate în agricultura noastră sînt prevăzute cu roți pe bandaje metalice. În tabela 2 sînt indicate caracteristicile roților de rulare cu bandaje metalice de la mașinile agricole ce se execută actualmente în țara noastră.

1. *Mașini de combătut dăunători.* Aparatul carosabil AC-1, ce face parte din această grupă, este prevăzut cu un tip de roată metalică — puțin corespunzător — care se recomandă a fi înlocuit cu tipul de roată utilizat la plugurile cu tracțiune animală.

2. *Mașini pentru semănat și administrat îngrășăminte.* Semănătorile pentru cereale cu tracțiune mecanică IAR-511, SC-30, SU-29, și mașina de împrăștiat îngrășăminte minerale MIT-36, ce se execută în țara noastră, sînt înzestrate aproximativ cu același tip de roată, din punct de vedere constructiv, de la o mașină la alta variind însă lățimea bandajului, diametrul de rulare al roților și numărul spițelor, iar la semănătoarea SC-30 și construcția butucului, astfel ca să se poată cupla spre interior cu o roată de transmisie.

Semănătoarea de porumb cu tracțiune mecanică 2SCP-2, semănătorile de cereale cu tracțiune animală SU-1,6 și SP-2, fabricate la noi în țară, sînt echipate cu aproape același tip de roată, de la o mașină la alta variind, ca și în primul caz, lățimea bandajului și diametrul de rulare.

Se recomandă ca tipul de roată utilizat la mașinile IAR-511, SC-30, SU-29 și MIT-36, prezentînd o serie de deficiențe, mai ales în ceea ce privește construcția și fixarea spițelor, să se înlocuiască cu un tip de roată metalică îmbunătățit, avînd același număr de spițe (însă mai robuste), sau cu un tip de roată pe pneuri corespunzător (la mașina MIT-36 se recomandă numai tipul de roată metalică, deoarece aceasta servește și pentru tasarea solului).

La mașinile 2SCP-2, SU-1,6 și SP-2 se recomandă, de asemenea, utilizarea unui tip de roată metalică îmbunătățit, asemănător cu tipul propus la primele patru mașini din această grupă, sau un tip corespunzător de roată pe pneuri.

3. *Mașini pentru lucrările solului.* Mașinile din această grupă (III tabela 2) sînt prevăzute cu 14 tipuri diferite de roți metalice. Numărul tipurilor de roți este mai mare cu patru decît numărul mașinilor, din cauză că plugul PT-3—03 are trei tipuri de roți (de cîmp, de brazdă și în spate), plugul PM, două tipuri de roți (mare și mică), iar cultivatorul CPU-4,2, două tipuri de roți (mare și mică).

Roțile de la plugurile PP-3—30 M și PRP-2—35 fiind asemănătoare se pot tipiza cu ușurință; de asemenea roțile de la grupa GD-4 și cele de la plugul PT-3—30 S. Cultivatoarele CPF-4 și CPU-4,2 avînd roțile asemănătoare constructiv și funcțional se pot tipiza. La plugurile PM, PV, PR și la prășitoarea cu tracțiune animală se poate utiliza același tip de roată.

Roțile metalice tipizate urmează să aibă butucii turnați și bandajele profilate. Pentru cultivatoarele mecanice și plugurile cu tracțiune mecanică se recomandă utilizarea unor tipuri corespunzătoare de roți pe pneuri.

4. *Mașini pentru irigație.* Mașinile din această grupă (IV tabela 2) sînt echipate cu aproximativ același tip de roată metalică — din punct de vedere constructiv — variind însă diametrul de rulare și lățimea bandajului, în funcție de greutatea fiecărei mașini; se deosebesc astfel trei subtipuri de roți metalice. Roțile de la aceste mașini pot fi înlocuite cu un tip de roată metalică mai ecomomic, asemănător cu cel propus pentru semănători, sau, mai indicat, cu un tip corespunzător de roată pe pneuri.

5. *Mașini de recoltat plante industriale.* Mașina purtată MDS-4, de dislocat sfeclă, este prevăzută cu un tip diferit de roți metalice.

Mașina de recoltat cartofi, cu rozetă de aruncare, cu tracțiune animală, tip Lanz LK-30, și mașina de recoltat cartofi, pe două rînduri, cu elevatoare de scuturare, tractată și acționată mecanic, tip TEK-2, ambele din import, sînt echipate fiecare cu cîte un tip aparte de roată metalică.

La aceste mașini se recomandă utilizarea roților de tipul celor indicate pentru cultivatoarele mecanice sau roți pe pneuri de tipul celor utilizate la mașinile de combătut dăunători.

Mașina de recoltat cartofi pentru soluri grele, cu un rînd, tractată mecanic, E-641, este echipată în față cu roți metalice ce ar putea fi înlocuite cu roți de tipul celor indicate

Caracteristicile tehnice de rulare carosabile de la principalele mașini agricole care sînt executate și utilizate în R.P.R. conform sistemului de mașini existent *Tabela 2*

B. MAȘINI AGRICOLE PE ROȚI DE RULARE CU BANDAJE METALICE

Nr. crt.	Denumirea mașinii	Simbolul mașinii	Dimensiunile actuale ale roților		Construcția spițelor (profilul), mm	Numărul și desimea spițelor	Sarcina, kgf/roată	Construcția și felul		Observații
			diametrul roților, mm	dimensiunile profilului bandajului, mm				butucului	lagărului butucului	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
	I. *Mașini de combătut dăunători*									
1	Aparat carosabil	AC–1	584±0,5	60×6	din oțel lat 20×5	20 10+10	500–600	turnat din Fm 30 n	fără lagăr ; butucul servește și ca lagăr, avînd canal de ungere	
	II. *Mașini pentru semănat și administrat îngrășăminte*									
2	Semănătoare pentru cereale, cu tracțiune mecanică	IAR–511	1 220	120±2,5	∅ 12	16	500–600	turnat din Fc 24	lagăr cu rulmenți cu role	Se propun roți pe pneuri
3	Semănătoare pentru cereale, cu tracțiune mecanică	SC–30	1 200	120±2,5	∅ 10	12	500–600	turnat din Fc 24	bucșe din Fc 24 ; canale de ungere	Asemănătoare cu roțile de la pozițiile 2, 4 și 5
4	Semănătoare pentru cereale, cu tracțiune mecanică	SU–29	1 220	120×8	∅ 10	12	500–600	turnat din Fc 24	bucșe din Fc 24 ; canale de ungere	Asemnătoare cu roțile de la pozițiile 2, 3, și 5
5	Mașină de împrăștiat îngrășăminte minerale	MIT–36	1 220	120×8	∅ 10	12	500–600	turnat din Fc 24	bucșe din Fc 24 ; canale de ungere	Asemănătoare cu roțile de la pozițiile 2, 3 și 4
6	Semănătoare de porumb, cu tracțiune animală	2SPC–2	772	din două profile late de 80×6 L=212	∅ 12	10	180–200	turnat din Fc 21	turnat cu rulmenți cu role	
7	Semănătoare de cereale, cu tracțiune animală	SC–13								Sînt indicate roți cu pneuri
8	Semănătoare de porumb, cu tracțiune animală	SP–2	roți de brazdă 756 roțile avantrenului 550	168 din două profile 40×5 Lt=168	∅ 12 spițe de oțel lat 20×5	10 8	180–200 50	turnat cu capetele spițelor încastrate	lagăr cu rulmenți ; fără lagăr	
	III. *Mașini pentru lucrat solul*									
9	Grapă cu discuri	GD–4	700	107×10	∅ 16	12	680	turnat din Fc 15	bucșă turnată din Fc 12 cu canale de ungere	Probă de rulare la înfundare și blocare în sol
10	Plug tractat cu tracțiune mecanică	PT–3–30 S	roata de brazdă 700	110×10 cu pneuri	∅ 16	12	300	turnat din Fc 18	bucșe turnate din Fc 12 cu canale de ungere	Roțile de sprijin pentru mecanismul de reglare să se facă din bandaje late
			roata de cîmp 696	107×10 cu pneuri	∅ 16	12				
			roata din spate 500	62	corp plin turnat din Fc 18 cu 8 nervuri	—	100	turnat din Fc 21 (lagăr)	bucșa roții din Fc 21	
11	Plug purtat cu tracțiune mecanică	PP–3–30 M	460	110×6	40×8	6	200	turnat din Fc 21	lagăr cu doi rulmenți radiali 208 și bucșe intermediare	

(continuare tabela 2)

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
12	Plug reversibil cu tracțiune mecanică	PRP-2-35	400	110×7	130×7	3	200	Turnat din FC 24	Lagăr cu rulmenți radiali 2 bucăți și bucșe intermediare	
13	Plug cu tracțiune animală pentru șes	PM	∅ = 600 roata mare	35×6	din oțel lat 20×5	4	50	Turnat din Fc 00, cu canale de ungere	Fără lagăr	Se fac probe de rulare la înfundare și blocare în sol și resturi vegetale
			∅ = 480 roata mare	35×6	din oțel lat 20×5	4	50			
14	Plug cu tracțiune animală pentru șes	PV	∅ = 280	35×6	din oțel lat 20×5	5	50	Turnat din Fc00, cu capetele spițelor	Fără lagăr Butucul are canale de ungere	La roțile de sprijin se recomandă răzuitoare pentru solul depus
15	Pulg cu tracțiune animală pentru teren de coastă	RP	∅ = 480	35×6	din oțel lat 20×5	4	50	Turnat din Fc 00, cu canale de ungere	Fără lagăr	„
16	Prășitoare cu tracțiune animală	STAS 1099	∅ = 250	40×4	Disc ambutisat cu 6 nervuri din tablă de 2 mm	—	30	Butuc prelucrat din OL 42	Lagăr bucșe din OL 38 prelucrat	„
17	Cultivator cu tracțiune mecanică	CPF-4	∅ = 280	90×10	Turnate împreună cu bandajul roții din FC 21	5	110	Turnat din Fm 33 m	Bucșe din OLT 45	„
18	Cultivator cu tracțiune mecanică	CPU-4,2	∅ = 515 roata mare	100×5	Disc ambutisat cu găuri și nervuri	—	115	Turnat din fontă FC 18 cu canale de ungere	Fără lagăr	„
			∅ = 280 roata mică	70×10	Turnate corp comun cu roata	—	60	Turnat corp comun	Bucșe din Fc24 cu canale de ungere	„
19	IV. *Mașini pentru irigație* Grupul de pompare, tractat pe două roți	GPT-2	685	100×10	Corpul roții este presat din două părți (spițe) cu nervuri	2	100	Prelucrat din țeavă OL 38 ∅89/∅70×190	Lagăr din două bucșe turnate din Fc 18 și presate în butuc, $d_{ext}=75$ L = 695, d = 48,2	Se recomandă roți pe pneuri
20	Agregat de pompare, tractat pe patru roți	APT-4	685	120×10	Corpul roții este presat din două părți (spițe) cu nervuri	2	452	Prelucrat din țeavă OL 38 ∅89/∅70×190	Lagăr din două bucșe turnate din Fc 18 și presate în butuc $d_{ext}=75$, L = 695, d = 48,2±0,05	Spițele se sudează și între ele în zona mijlocie, făcînd corp comun
21	Agregat de pompare, de 12"	—	685	140×10	Corpul roții este presat din două părți (spițe) cu nervuri	2	750	Prelucrat din țeavă OL 38 ∅89/∅70×190	Lagăr din două bucșe turnate din Fc 18 și presate în butuc $d_{ext}=75$, L = 695, d = 53,2±0,05	Spițele se sudează și între ele în zona mijlocie, făcînd corp comun

(*continuare tabela 2*)

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
22	Agregat de irigație prin aspersiune cu jet, tractat pe patru roți	AAj60T−4	685	120×10	corpul roții este presat din două părți (spițe) cu nervuri	2	525	prelucrat din țeavă OL 38 ∅89/∅70×190	lagăr din două bucșe turnate din Fc 18 și presate în butuc, $d_e=75$, $L=695$, $d_i=48{,}2\pm0{,}05$	Spițele se sudează și între ele în zona mijlocie, făcînd corp comun
23	Instalație de irigație prin aspersiune cu jet de 60 m, tractată	IAj60T−4	685	100×10	corpul roții este presat din două părți (spițe) cu nervuri	2	250	prelucrat din țeavă OL 38 ∅89/∅70×190	lagăr din două bucșe turnate din Fc 18 și presate în butuc, $d_{ext}=75$, $L=695$, $d = 48{,}2\pm0{,}05$	Spițele se sudează și între ele în zona mijlocie, făcînd corp comun
24	Grup de pompare de 12″, pe cărucior	—	685	140×10	corpul roții este presat din două părți (spițe) cu nervuri	2	200	prelucrat din țeavă OL 38 ∅89/∅70×190	lagăr din două bucșe turnate din Fc 18 și presate în butuc $d_{ext}=75$, $L=695$, $d = 53{,}2\pm0{,}05$	Spițele se sudează și între ele în zona mijlocie, făcînd corp comun
	V. *Mașini de recoltat plante industriale*									
25	Mașină de recoltat cartofi, cu rozetă de aruncare, cu tracțiune animală	Lanz LK−30	900	circa 45	din oțel lat	12	100	turnat sau bucșă din bară presată	bucșe de fontă	Din import
26	Mașină de recoltat cartofi, pe două rînduri, cu elevatoare de scuturare, tractată și acționată mecanic	TEK−2	650	circa 65×6	din oțel rotund	14	420	butuc turnat cu capetele spițelor împreună	bucșe de fontă	Din import Experimentată
27	Mașină de dislocat sfeclă, purtată	MDS−4	280	120	turnate	5	200	turnat din fontă	lagăr, bucșe de OLT 45	Se recomandă corp plin pentru a evita cufundările
28	Mașină de recoltat cartofi, pentru soluri grele, cu un rînd, tractată mecanic	E−641	circa 650	5×8	din oțel lat	10	250	turnate	bucșe de fontă	Din R.D.G. Roata din spate pe pneu, cea din față cu bandaje metalice

(*continuare tab. 2*)

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
	VI. *Mașini de recoltat cereale și fîn*	—	—	—	—	—	—	—	—	Nu există nici o mașină în această grupă pe roți cu metalice bandaje
	VII. *Mașini de recoltat porumb*									
29	Batoză de porumb	—	250	50×60	corpul roții turnat	—	150	turnate cu canale de ungere	fără lagăr	Se propune utilizarea roților cu pneuri 400 — 19 (combina C-1 masa de tăiere)
	VIII. *Mașini de recoltat și însilozat*									
30	Mașină de tocat plante furajere	TMS—6M	400	70×10	turnate cu proeminențe în corpul roții	4	280	turnat din Fc 21 cu canale de ungere	fără lagăr	Sarcinile nu sînt repatizate uniform
	IX. *Tractoare și remorci*	—	—	—	—	—	—	—	—	În această grupă nu există mașini pe roți cu bandaje metalice
	X. *Diverse agregate*									
31	Pompă de vin	APAV—1	140	36	turnate corp comun cu roata care are găuri tehnologice	—	140	turnate din fontă Fc 21	fără lagăr	Sarcinile nu sînt repartizate uniform

pentru cultivatoarele mecanice sau cu roți pe pneuri de tipul celor de la mașinile de combătut dăunători, roți ce se pot utiliza și la osia din spate.

6. *Mașini de recoltat porumb.* Batoza de porumb este echipată cu un tip deosebit de roată metalică; se recomandă ca acesta să fie înlocuit tot cu un tip de roată metalică asemănător cu roata mică de la cultivatorul CPU-4,2 sau cu o roată pe pneuri asemănătoare cu roata de la masa de tăiere a combinei C-1, cu anvelopa 4,00—19.

7. *Mașini de recoltat și însilozat.* Mașina de tocat plante furajere TMS-6M este echipată, de asemenea, cu un tip diferit de roată metalică ce poate fi înlocuit cu tipul de roți utilizat la cutivatoarele mecanice sau la plugurile tractate mecanic.

8. *Diverse agregate.* Pompa de vin APAV-1 se execută ca a doua variantă, pe roți metalice, asemănătoare cu roata mică de la cultivatorul CPU-4,2. În acest caz este mai indicat să se utilizeze roți cu bandaj din cauciuc plin sau roți pe pneuri.

Din grupele „Mașini de recoltat cereale (păioase) și fîn'' și „Tractoare și remorci'' nu se execută și nici nu se exploatează — cu mici excepții — nici o mașină echipată cu roți metalice.

Din această analiză reiese că, în prezent, cele 31 de tipuri de mașini din agricultura noastră posedă 32 de tipuri diferite de roți metalice. Această situație impune și mai imperios efectuarea unor lucrări de tipizare și standardizare.

Ținînd seamă de cele relatate, de caracteristicile tehnice indicate în tabelele 1 și 2, de modul de construcție și de condițiile tehnologice de exploatare, în legătură cu standardizarea și tipizarea roților de rulare de la mașinile agricole, se propun următoarele.

A. *Roți pe pneuri pentru mașini agricole*

Mașinile agricole, care sînt înzestrate actualmente cu roți pe pneuri, pot fi împărțite, în funcție de încărcarea la care sînt supuse roțile, în următoarele trei grupe:

a) cu încărcări mici, 100—400 kgf/roată;

b) cu încărcări medii, 400—800 kgf/roată;

c) cu încărcări mari pe roți, mai mari de 800 kgf/roată.

a) Din grupa mașinilor cu încărcări mici pe roți fac parte următoarele: mașinile pentru combătut dăunători MSV-A, MPV-A, MSP-A, grebla rotativă, mașina de recoltat cartofi E-641, pompa de vin APAV-1, mașina de semănat de precizie SPUPP-6. Pentru această grupă de mașini se propune utilizarea tipului de roată cu pneuri RPMA-T1 (fig. 1), cu anvelopă 680 × 100 STAS 626-59, caracteristicile roții fiind indicate în tabela 3.

Tabela 3

Caracteristicile tehnice ale roților de rulare pe pneuri produse pentru a fi tipizate și standardizate în vederea utilizării lor la mașini agricole

Nr. crt.	Denumirea roților	Simbolul roților	Sarcina, kgf/roată	Presiunea de regim în anvelopă, at	Simbolul anvelopei conform STAS sau alte norme	Construcția cauciucurilor		Dimens. exter. a cauciucurilor (anvelopei), mm	Balonaj (s), mm	Raza activă (R_a,) mm	Greutatea anvelopei, kg max.	Sarcină maximă, kgf/roată	Simbolul jantei	Mașinile agricole la care urmează a fi utilizate roțile propuse pentru tipizare
						nr. de pliuri în carcasă	nr. de fire sîrmă în talon nr. fire nr. strat							
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
1	Roată pe pneuri pentru mașini agricole, tip T 1	RPMA T–1	<400	1,9	680×100	4	3×3	697	107	325	7,6	240	3×19	MSV – A, MPV – A, E – 641, MSP – A, SPUPP – 6, grebla rotativă, APAV – 1
2	Roată pe pneuri pentru mașini agricole tip T 2	RPMA T–2	400 801	2,4 4,2	5,50–16/6 5,50–18/8	6 8	4×4	707	160	331	17	560 1 050	400E×16	PMT–5 roata a II-a; mașina de adunat și încărcat fîn, mașina de strivit fîn GD–4, VT–3,6; MSM–2,2; TE; CSU.
3	Roată pe pneuri pentru mașini agricole, tip T 3	RPMA T–3	800 1 500	4,7	900–20/10	10	(6×5)2	982	246	465	49,8	1 500	600T×20 (8″–20)	PMT–5 roata I, CRS–1,5, RBT–4, RBL–4, RCP–3,6. Grup electrogen mobil de 25 kW pe 2 osii, grup electrogen de 38 kW pe una osie
4	Roată pe pneuri pentru mașini gricole, tip T 4	RPMA T–4	200–300	1,8	4,00–19	4	3×3	cca. 600	cca. 115	cca. 300	cca. 7	250	400E×19	Batoza de porumb, SPUPP–6, grebla rotativă, APAV–1, C–1 roata elevator, AC–1, SP–2 roata a II-a, CPU–4,2 rota I, PP3–30 M, mașini de combătut dăunători, mașini de irigație

Observații. Toate tipurile de roți se vor verifica pe un banc de probă în vederea stabilirii abaterilor axiale, radiale și ovalităților.

b) Din grupa de mașini agricole cu încărcări medii pe roți fac parte următoarele: grapa cu discuri GD-4, presa de balotat PMT-5 (roata a doua laterală), secerătoarea cu transportor VT-3,6, mașina de recoltat mazăre MSM-2,2, transportorul TE, mașina de adunat și încărcat fîn, tractorul UTOS-27 (roata din față), mașina de strivit fîn, combina de siloz universală CSU.

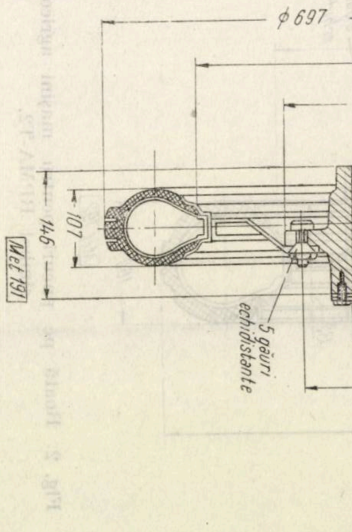


Fig. 1. Roată pe pneuri pentru mașini agricole tip T1. simbol RPMA-T1.

La această grupă de mașini, cu excepția tractorului, se propune utilizarea tipului de roată cu pneuri RPMA-T2 (fig. 2) cu anvelopa 5,50–16/6 (16/8) STAS 626-59, caracteristicile roții fiind indicate în tabela 3.

Se observă că butucii celor două tipuri de roți sînt identici, iar discurile cu jențile respective se montează în același mod pe butucii lor, deci și cele două tipuri de roți sînt interschimbabile între ele.

Butucii celor două tipuri de roți se pot prelucra în interior, atît pentru montarea rulmenților cît și pentru utilizarea bucșelor, iar unul din capetele acestor butuci poate fi prelucrat în vederea realizării unei cuplări necesare.

c) Din grupa a treia de mașini agricole, încărcate cu sarcini mari pe roți, fac parte următoarele: presa de balotat PMT-5 (roata întîi), mașina de recoltat și tocat furaje CRS-1,5, remorcile de tractor RBT-4, RBL-4, RCP-3,6, grupurile electrogene mobile de 25 și 38 kW, tractorul UTOS-27 (roata din spate) și combina C1.

La această grupă de maşini, cu excepţia tractorului UTOS-27 şi a combinei C1 care au roţi speciale, se propune utilizarea tipului de roată RPMA-T3, întrebuinţat la camionul Steagul roşu 101, osia din faţă (fig. 3) utilizînd anvelopa 9,00–20/10 STAS 626-59, caracteristicile roţii respective fiind indicate în tabela 3.

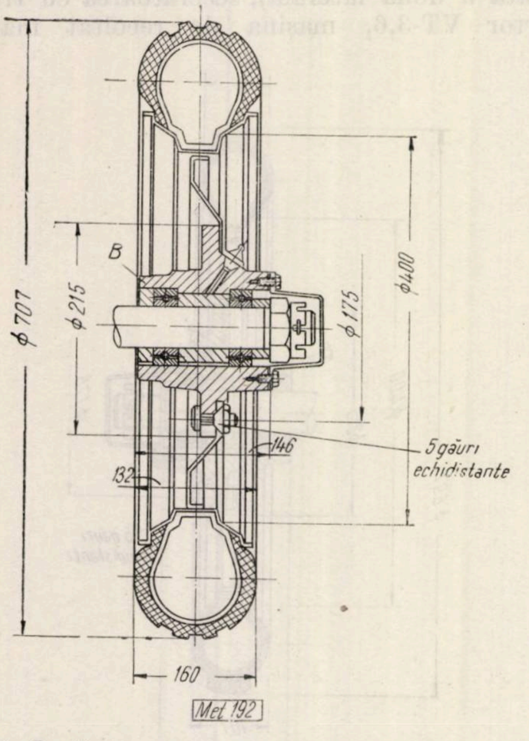


Fig. 2. Roată pe pneuri pentru maşini agricole tip T2, simbol RPMA-T2.

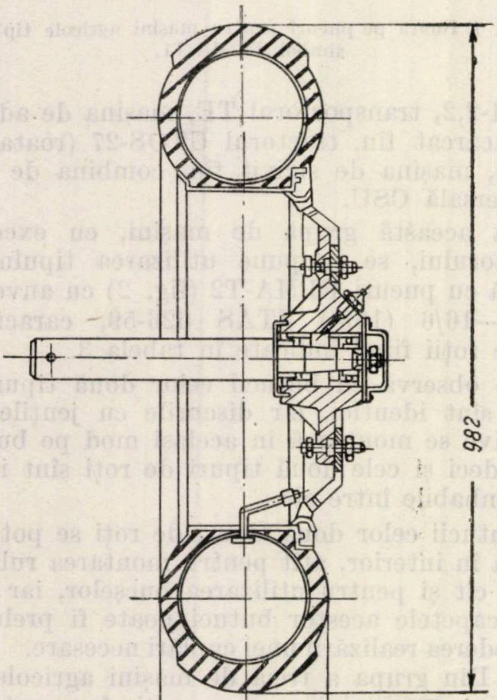


Fig. 3. Roată pe pneuri pentru maşini agricole tip T3, simbol RPMA-T3.

Printr-o modificare a discului şi a butucului de la roata RPMA-T3 se poate adapta şi la această roată un butuc corespunzător, care să fie interschimbabil cu butucii roţilor RPMA-T1 şi RPMA-T2, iar ca urmare şi cele trei tipuri de roţi pot fi interschimbabile între ele, mărindu-se prin aceasta gradul de tipizare şi standardizare a roţilor.

O grupă de maşini aparte o constituie maşinile agricole cu roţi speciale care, datorită construcţiei maşinilor şi condiţiilor de exploatare, nu se prea pot tipiza.

Dintre aceste maşini fac parte: tractorul UTOS-27 (roata din spate) şi combina de cereale C-1 roţile principale.

De asemenea maşinile SPUPP-6 şi APAV-1 sînt înzestrate actualmente cu roţi speciale, prevăzute cu bandaje din cauciuc plin. La aceste maşini s-a constatat însă că — în urma unor modificări corespunzătoare — se poate adapta şi monta roata de tipul RPMA-T1 sau de tip asemănător, de exemplu roata RPMA-T4.

O mare parte dintre maşinile agricole, atît cele pe roţi cu pneuri cît mai ales cele pe roţi cu bandaje metalice, necesită în exploatare roţi pe pneuri cu diametrul exterior mai mic decît acela al anvelopelor standardizate prin STAS 626-59, cărora le revin de obicei şi sarcini maxime de încărcare mai reduse.

În această situaţie sînt mai ales următoarele maşini agricole: batoza de porumb, pompa de vin APAV-1, grebla rotativă, semănătoarea SP-2, combina C-1 (roata de la elevator), cultivatorul CPU-4,2, plugul mecanic PP-3-30M, maşinile de irigaţie GPT-2, APT-4, maşinile de combătut dăunători MSV-A şi MPV-A.

Ţinînd seamă de cele arătate şi dacă este posibil din punctul de vedere al fabricaţiei anvelopei, se propune utilizarea la aceste maşini a unei roţi cu anvelopă de tip cehoslovac 400–19, denumită cu simbolul RPMA-T4, şi a cărei construcţie aproximativă este arătată în figura 4, ale cărei caracteristici tehnice sînt indicate cu caracter informativ în tabela 3.

Se observă că, din punct de vedere constructiv, butucul şi discul de la roata RPMA-T4 sînt identici cu aceia ai roţilor pe pneuri RPMA-T1, RPMA-T2 şi cu ai roţii metalice RPMA-T14, deci aceste roţi sînt interschimbabile între ele.

Reiese deci că roata RPMA-T4 va putea fi utilizată şi la o serie de maşini cu roţi metalice, putînd înlocui chiar şi tipurile de roţi cu bandaje metalice, propuse pentru tipizare: RMMA-T13 şi RMMA-T14. De asemenea, roata RPMA-T4 se va putea utiliza şi la unele maşini la care s-a prevăzut iniţial tipul de roată pe pneuri RPMA-T1.

Anvelopa prevăzută pentru tipul de roată RPMA-T4 nu se fabrică actualmente în ţară, nefiind standardizată, urmînd deci ca înainte de a fi prevăzută pentru utilizare să se prevadă standardizarea şi fabricarea ei în uzinele respective din ţara noastră. Din cele expuse se constată că, la maşinile la care se utilizează actualmente roţi pe pneuri, se poate trece la întrebuinţarea numai a celor patru tipuri de roţi arătate, dintre care primele două tipuri RPMA-T1 şi RPMA-T2 sînt aproape identice, diferind doar prin dimensiunile jenţilor respective.

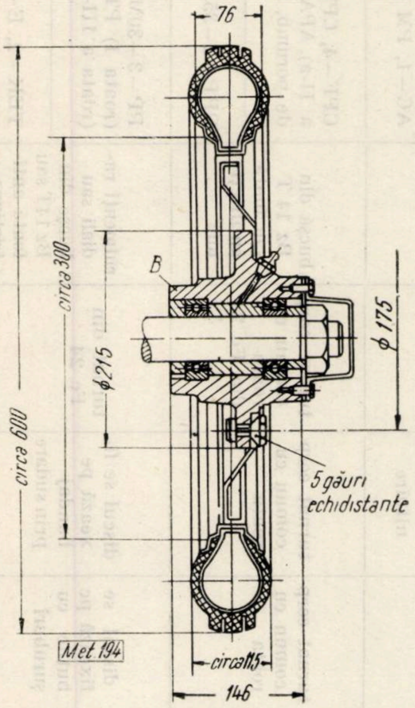


Fig. 4. Roată pe pneuri pentru maşini agricole tip T4, simbol RPMA-T4.

După cum se va arăta, cele patru tipuri de roţi pe pneuri descrise se vor folosi şi la o serie de maşini care sînt prevăzute cu roţi metalice de diferite tipuri constructive.

La tipurile de roţi T1, T2 şi T4 fixarea discului la jantă se poate face atît prin nituire cît şi prin sudare electrică prin rezistenţă.

B. *Roţi cu bandaje metalice pentru maşini agricole*

Maşinile agricole care sînt actualmente echipate cu roţi metalice au fost împărţite în următoarele patru grupe în funcţie de sarcinile pe roţi, tipul constructiv şi dimensiunile principale ale roţilor.

a) Grupa I cuprinde următoarele maşini:

Semănătorile de cereale cu tracţiune mecanică IAR-511, SC-30, SU-29, 2SPC-2, semănătorile cu tracţiune animală SU-16, SP-2 (roata întîi), maşina de împrăştiat îngrăşăminte MIT-36, grapa cu discuri GD-4, plugul mecanic PT-3-30S (roata 1 şi 2), maşinile de irigaţie GPT-2, APT-4, AAj60T-4, IAj60T-2, agregatul de pompare de 12″, grupul de pompare de 12″ pe cărucior, maşina de recoltat cartofi Lanz LK-30.

Pentru maşinile IAR-511, SC-30, SU-29, MIT-36 se propune utilizarea tipului de roată metalică RMMA-T11 (fig. 5), varianta I ce are 1 200 mm diametru şi bandajul profilat conform desenului, dimensiunile profilului fiind 24-12-48-12-24 mm, iar dimensiunile de bază 120 × 8 mm.

Pentru maşinile 2SPC-2, SU-1,6 SP-2 (roata întîi), GD-4, AAj60T-4 şi agregatul de pompare de 12″ se propune utilizarea aceluiaşi tip de roată metalică RMMA-T11, însă varianta a II-a cu diametrul de 750 mm şi cu bandaj profilat cu dimensiunile de bază 200 × × 8 mm, şi profil de 54-12-80-12-54 mm, avînd în vedere sarcina mare (500—700) kg ce revine pe o roată.

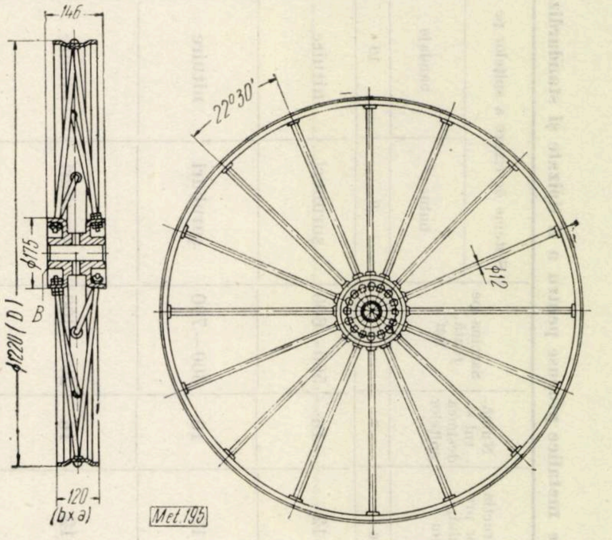


Fig. 5. Roată metalică pentru maşini agricole tip T11, simbol RMMA-T11.

Pentru maşinile PT-3-30S, GPT-2, APT-4, IAj60T-2, Lanz LK-30 şi grupul de pompare de 12″ se recomandă utilizarea tipului de roată metalică RMMA-T11, varianta a III-a, cu diametrul de 750 mm, însă cu bandaj profilat de 120 × 8 mm, adică acelaşi bandaj ca şi la prima variantă.

Construcţia tipului de roată metalică RMMA-T11 cu dimensiunile corespunzătoare celor trei variante este indicată în figura 5, iar caracteristicile ei tehnice sînt cuprinse în tabela 4.

Se observă că la cele trei subgrupe de maşini din grupa I urmează să se utilizeze de fapt, din punct de vedere constructiv, acelaşi tip de roată metalică RMMA-T11, de la o subgrupă de maşini la alta variind doar diametrul roţii, profilul şi dimensiunile bandajului; în concluzie se poate considera că la aceste maşini se utilizează acelaşi tip de roată.

Tabela 4

Caracteristicile tehnice ale roților de rulare cu bandaje metalice propuse pentru a fi tipizate și standardizate în vederea utilizării lor la mașinile agricole

Nr. crt.	Denumirea roții	Simbolul roții	Dimensiunile actuale ale roților		Construcția spițelor profilului, mm	Numărul și desimea spițelor	Sarcina pe roată, kgf	Sisteme de fixare a spițelor pe		Construcția și felul		Mașinile la care urmează să fie utilizate roțile propuse pentru tipizare și standardizare
			diametrul roților, mm	dimensiunile profilului bandajului, mm				butuc	bandaje	butucului	lagărului butucului	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	Roată metalică pentru mașini agricole tip T—11	RMMA T—11	1 220	120×8	Ø=12	16	500—600	șuruburi	nituire	turnat din Fc 24	rulmenți radiali sau bucșe din Bz 14 T sau fontă antifricțiune	IAR 5—10, SC—3, RSU-29, MIT—36
			750	200×10	Ø=12	16	300—700	șuruburi	nituire			GD—4,2 SPC—2, SU—1,6 SP—2, roată 1, AAj60 T—4, agregat de pompare de 12″
			750	120×8	Ø=12	16	200—400	șuruburi	nituire	turnat din Fc 24		GPT—2, APT—4, PT—3—30 S, (roata 1 și 2), IAj60 T—2, grup de pompare de 12″ pe cărucior, Lanz LK—30
2	Roată metalică pentru mașini agricole tip T—12	RMMA T—12	480	36×6	20×5	4	50—100	strîngere cu șuruburi	nituire	turnat din Fc 21	fără lagăr	PM roata 2, PR
			280	36×6	20×5	4	50—100		nituire			PV, prășitoare STAS—1099
			600	35×6	20×5	4	50—100		nituire			AC—1, PM roata I
3	Roată metalică pentru mașini agricole, tip T—13	RMMA T—13	280	70×10	turnate corp comun cu roata 40×20	4	100—250	turnat corp comun cu roata	turnat corp comun cu roata	turnat corp comun cu roata din Fc 24	bucșă din Bz 14 T sau fontă antifricțiune	CPF—4, CPU—4,2 (roata a II-a), APAV—1 Batoza de porumb, MDS—4
			400	100×10		4	250—400					PRP—2—35, TMS—6M
4	Roată metalică pentru mașini agricole, tip T—14	RMMA T—14	500	100×5	disc profilat prevăzut cu 3 nervuri și 6 găuri tehnologice	—	200—300	discul se fixează pe butuc cu șuruburi	discul se fixează pe bandaj prin sudare	turnat din Fc 24	rulmenți radiali sau bucșe din Bz 14T sau fontă antifricțiune	PP—3—30M, CPU — 4,2 (roata I) PT — 3 — 30 S (roata a III-a)
			700	120×7		—	300—500					TEK—2, E—641

Observații: Toate tipurile de roți se vor verifica pe un banc de probă, în vederea stabilirii abaterilor axiale, radiale și ovalităților.

b) Grupa a II-a cuprinde următoarele mașini agricole cu bandaje metalice: AC-1, plugurile PM, PV, PR, prășitoarea STAS 1099.

La această grupă de mașini se propune să se utilizeze roata metalică RMMA-T12 tipizată (fig. 6), ale cărei caracteristici tehnice sînt indicate în tabela 4.

În funcție de caracteristicile constructive și funcționale ale acestor mașini, la plugul PM (roata a doua) și plugul PR se va utiliza roata RMMA-T12 cu diametrul de 480 mm și bandajul de 36 × 6 mm; la plugul PV și prășitoarea STAS 1099 se va utiliza același tip de roată RMMA-T12 cu același bandaj, însă cu diametrul exterior de 280 mm; iar la aparatul AC-1 și plugul PM (roata 1) se va utiliza tot tipul de roată RMMA-T12, cu diametrul exterior de 600 mm și dimensiunile bandajului de 35 × 6 mm.

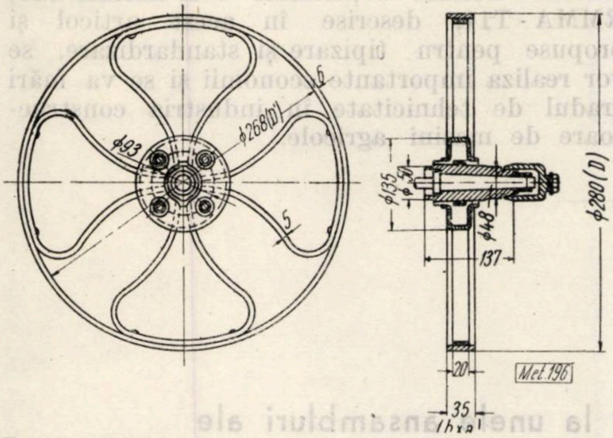


Fig. 6. Roată metalică pentru mașini agricole tip T12, simbol RMMA-T12.

c) Grupa a III-a cuprinde următoarele mașini agricole cu bandaje metalice: cultivatoarele CPF-4, CPU-4-2 (roata a doua), batoza de porumb, pompa de vin APAV-1 mașina de dislocat sfeclă MDS-4, mașina de tocat plante furajere TMS-6M și plugul mecanic PRP2-35.

Se propune ca la această grupă de mașini să se utilizeze tipul de roată metalică turnată din Fc24, RMMA-T13 (fig. 7), ale cărei caracteristici tehnice sînt indicate în tabela 4.

În funcție de caracteristicile tehnice și de exploatare, la mașinile CPF-4, CPU-4,2 (roata a doua), batoza de porumb, APAV-1 MDS-4, urmează să se utilizeze tipul de roată RMMA-T13 cu diametrul exterior de 280 mm și cu bandajul puțin bombat de 70×10 mm.

La mașinile PRP-2-35 și TMS-6M se va utiliza același tip de roată RMMA-T13, însă cu diametrul exterior de 400 mm și bandajul de 100 × 10 m.

d) Grupa a IV-a cuprinde următoarele mașini agricole cu bandaje metalice: grupurile mecanice PP-3-30M, PT-3-30S (roata a treia), cultivatorul CPU-4,2 (roata întîi), mașinile de recoltat cartofi E-641, TEK-2.

Pentru această grupă de mașini se propune utilizarea tipului de roată metalică RMMA-T14

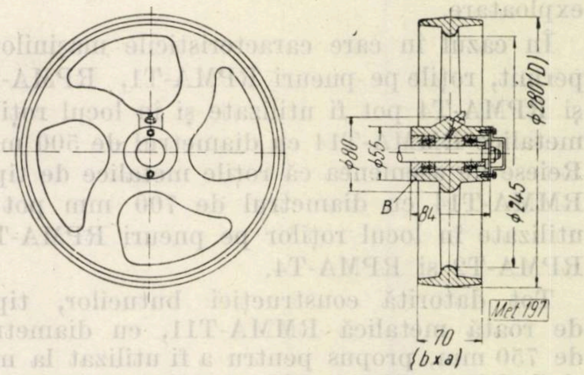


Fig. 7. Roată metalică pentru mașini agricole tip T13, simbol RMMA-T13.

(fig. 8) ale cărei caracteristici tehnice sînt indicate în tabela 4.

În funcție de condițiile de exploatare și de caracteristicile principale, la mașinile PP-3-30M, CPU-4,2 roata întîi și PT-3-30S (roata a treia) se va utiliza tipul de roată RMMA-T14 cu diametrul exterior de 500 mm și bandajul de 100 × 5 mm.

La mașinile E-641 și TEK-2 se va utiliza același tip de roată RMMA-T14, însă cu diametrul exterior de 700 mm și bandajul de 120 × 7 mm.

În ansamblu, din cele arătate în aceste propuneri, precum și din analiza schițelor din figurile 1—8 și a datelor din tabelele 3 și 4 se observă că butucii tipurilor de roți propuse pentru tipizare și standardizare RMMA-T14, RPMA-T1, RPMA-T2 și RPMA-T4 sînt identici deci sînt interschimbabili, iar ca urmare și tipurile de roți respective sînt interschimbabile între ele. În astfel de condiții, de exemplu la mașinile cu roți metalice din grupa a IV-a

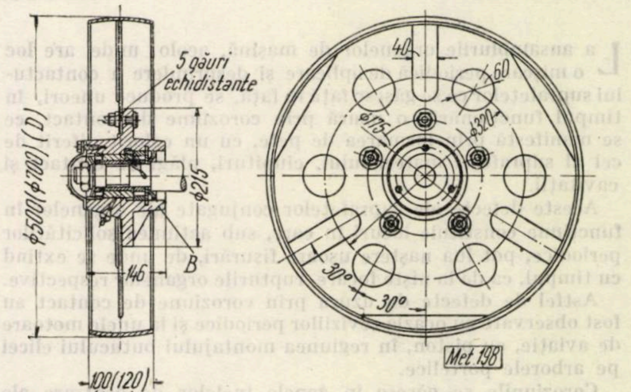


Fig. 8. Roată metalică pentru mașini agricole tip T14, simbol RMMA-T14.

(varianta cu diametrul de 700 mm), se vor putea utiliza și roțile pe pneuri RPMA-T1, RPMA-T2 și RPMA-T4, tipul cel mai corespunzător dintre aceste trei alegîndu-se în funcție de condițiile în care lucrează roțile respective în exploatare.

În cazul în care caracteristicile mașinilor o permit, roțile pe pneuri RPMA-T1, RPMA-T2 și RPMA-T4 pot fi utilizate și în locul roților metalice RMMA-T14 cu diametrul de 500 mm. Reiese de asemenea că roțile metalice de tipul RMMA-T14 cu diametrul de 700 mm pot fi utilizate în locul roților pe pneuri RPMA-T1, RPMA-T2 și RPMA-T4.

Tot datorită construcției butucilor, tipul de roată metalică RMMA-T11, cu diametrul de 750 mm, propus pentru a fi utilizat la mașinile GD-4, 2SPC-2, SU-1,6, SP-2 (roata întîi), AAj60-T4, agregatul de pompare de 12", GPT-2,APT-4, PT-3-30S (roata întîi și a doua), IAj60-T2, grupul de pompare de 12" pe cărucior, Lanz LK-30, poate fi înlocuit cu roți pe pneuri de tipul RPMA-T2, înlocuirea putîndu-se face însă și invers.

De asemenea, roțile metalice de tipurile RMMA-T11 și RMMA-T14, cu diametrul de 750 mm, respectiv 700 mm, pot fi înlocuite între ele, fiind deci interschimbabile.

La roțile T1, T2, T4, T11, T13, și T14, capătul *B* al butucului se poate executa profilat, pentru cuplare în caz de nevoie ; interiorul butucului se poate prelucra atît pentru montare pe rulmenți, cît și pentru montare pe bucșe.

Din cele arătate reiese că între roțile metalice și cele pe pneuri, propuse pentru tipizare și standardizare, există un grad mare de interschimbabilitate, majoritatea putîndu-se schimba între ele, cu excepția tipurilor de roți metalice RMMA-T11 (1 200 mm diametru), RMMA-T12 și RMMA-T13.

Utilizîndu-se, la mașinile agricole arătate, tipurile de roți pe pneuri RPMA-T1, RPMA-T2, RPMA - T3, RPMA-T4 și tipurile de roți metalice RMMA - T11, RMMA - T12, RMMA-T13, RMMA - T14, descrise în acest articol și propuse pentru tipizare și standardizare, se vor realiza importante economii și se va mări gradul de tehnicitate în industria constructoare de mașini agricole.

Pentru tînărul inginer

Asupra coroziunii de contact la unele ansambluri ale organelor motoarelor termice

Dr. ing. ADRIAN STAMBULEANU
Institutul politehnic — București

CZ 621.43 : 620.193

La ansamblurile organelor de mașină, acolo unde are loc o mișcare periodică de aplicare și desprindere a contactului suprafețelor ce se găsesc față în față, se produce uneori, în timpul funcționării, o uzură prin coroziune de contact, ce se manifestă prin formarea de pete, cu un colorit diferit de cel al suprafeței materialului, ciupituri, plăgi de contact și cavitații.

Aceste defecte ale suprafețelor conjugate ale organelor în funcțiune constituie locuri în care, sub acțiunea solicitărilor periodice, pot lua naștere ușoare fisurări, de unde se extind cu timpul, ca de la niște focare, rupturile organelor respective.

Astfel de defecte de uzură prin coroziune de contact au fost observate cu ocazia reviziilor periodice și la unele motoare de aviație, cu piston, în regiunea montajului butucului elicei pe arborele portelice.

Coroziunile se găsesc în zonele inelelor de centrare ale butucului elicei pe arborele portelice și pe flancurile canelurilor la îmbinarea canelată a butucului cu arborele portelice. Coroziunile de pe flancurile canelurilor au favorizat la unii arbori portelice, sub acțiunea solicitărilor periodice, formarea de crăpături prin oboseală la capătul acestui arbore [1].

Capătul arborelui portelice

Butucul elicei poate fi montat pe arborele portelice, la motorul de aviație în stea, ca în figura 1.

Piulița *A* strînge și blochează butucul elicei *B* între inelul conic *C* de oțel, confecționat din două jumătăți, și inelul conic *D*, executat ca un inel cu tăietură pentru arcuire,din bronz de aluminiu. Acesta reazemă, atunci cînd piulița *A* este strînsă, pe bucșa *E* de distanțare de oțel.

Coaxialitatea butucului cu arborele portelice este asigurată de conicitatea inelelor *C* și *D* și de modul de construcție al acestora, astfel ca așezarea lor precisă pe corpul arborelui portelice să fie asigurată.

Îmbinarea canelată a butucului elicei cu arborele portelice are centrarea pe flancurile canelurilor cu un ajustaj de alunecare în clasa a 2-a de precizie JB_2/je_2; jocul posibil între caneluri, la lățimea de 9,5 mm, poate fi, în stare nouă de fabricație, conform STAS, de 0—26 µm (fig. 3). După o funcționare de lungă durată s-au măsurat jocuri între caneluri de 100—200 µm.

Montajul butucului elicei pe arborele portelice descris nu reprezintă o legătură rigidă între butuc și arbore ; din această cauză, atunci, cînd strîngerea piuliței *A* nu este atît de puternică încît să blocheze tot ansamblul, pot să ia naștere — la variațiile vitezei de rotație a elicei în raport cu viteza de rotație a arborelui portelice — mișcările de oscilație ale butucului elicei față de arborele portelice, de mărimea jocului existent între caneluri. Atunci cînd mișcările de oscilație au loc, suprafețele conice ale butucului oscilează pe suprafețele conice ale inelelor *C* și *D* ; suprafețele de așezare ale inelului *C*, pe suprafața de reazem a piuliței *A* și pe capul arborelui portelice, iar suprafeţele de aşezare ale inelului *D*, pe arborele portelice şi pe bucşa de distanţare *E*.

De asemenea, canelura butucului elicei poate să reazeme cînd cu flancul ei drept (arborele văzut din faţă), (fig. 2) pe flancul stîng al canelurii arborelui portelice, cînd cu flancul ei stîng pe flancul drept al canelurii din stînga a arborelui portelice. Deoarece arborele portelice şi elicea, văzute din faţă, se rotesc de la dreapta la stînga, flancul din stînga al canelurii arborelui portelice şi flancul din dreapta al canelurii butucului elicei sînt cele în contact unele cu altele, în cea mai mare parte din timpul de funcţionare a motorului. Permanent, la toate variaţiile vitezei de rotaţie a arborelui portelice faţă de elice, există o mişcare pulsatorie de îndepărtare şi de presare a celor două flancuri opuse unul faţă de celălalt.

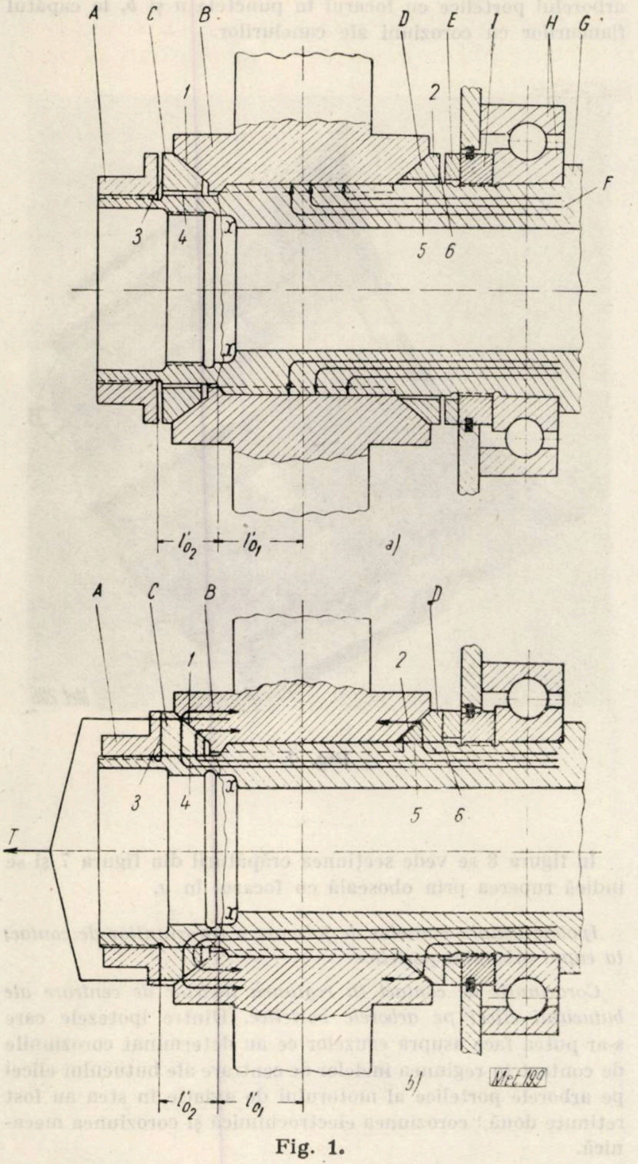


Fig. 1.

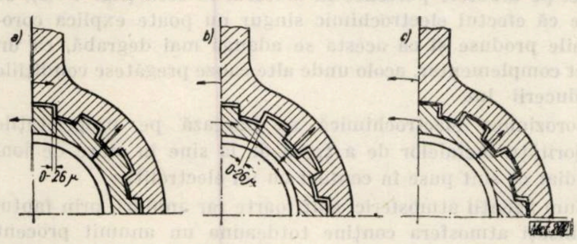


Fig. 2.

În plus, prin rotaţie, cele două inele *C* şi *D*, împreună cu butucul elicei, pot avea mişcări radiale datorită faptului că niciodată nu se poate realiza un centraj perfect al butucului pe arborele portelice. Mişcările acestea radiale au, drept consecinţă, şi o mişcare reciprocă în sensul radial al flancurilor canelurilor în contact (fig. 2) ale butucului şi arborelui portelice.

Din cauză că strîngerea piuliţei *A* poate să slăbească în timpul funcţionării motorului, fapt care s-a observat la unele motoare în funcţiune (datorită uzurii filetului, faptului că elicea se roteşte în sens invers aceluia de strîngere al piuliţei *A* şi siguranţa piuliţei nu este o siguranţă de mare precizie), se poate crea un joc longitudinal, care dă posibilitatea, sub acţiunea variaţiilor forţei de tracţiune a elicei şi rezistenţei întîmpinate de elice la înaintarea în aer, ca butucul elicei să aibă mişcări de du-te-vino longitudinale pe arborele portelice, între piuliţa *A* şi bucşa de distanţare *E*.

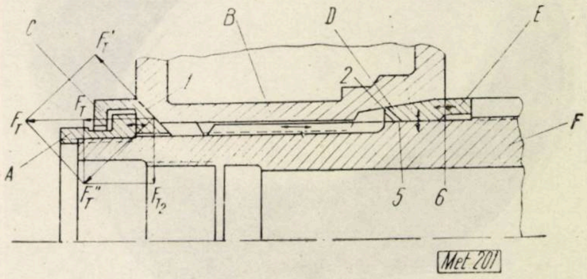


Fig. 3.

În acest caz, suprafeţele de reazem ale inelelor *C* şi *D* sînt pulsatoriu aplicate longitudinal pe suprafaţa de reazem a piuliţei *A*, respectiv bucşa de distanţare *E* (fig. 4), iar suprafeţele de reazem ale inelelor *C* şi *D* pe arborele portelice sînt continuu arcuite pe acest arbore. De asemenea, flancurile canelurilor butucului şi arborelui portelice, care sînt în contact au o mişcare reciprocă longitudinală de du-te-vino.

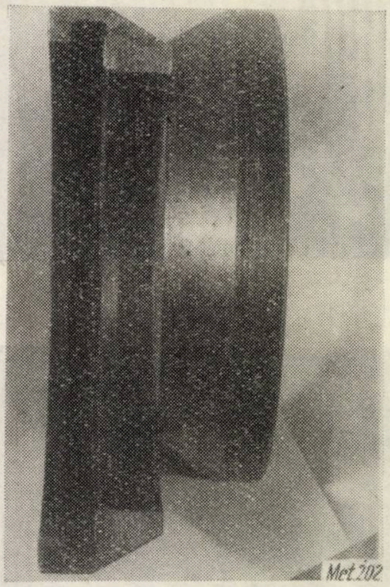


Fig. 4,

La toate aceste mişcări se adaugă mişcările reciproce ale suprafeţelor portante prin vibraţii. Că aceste mişcări reciproce ale suprafeţelor portante există, o dovedeşte uzura ce se constată pe aceste suprafeţe.

În figura 4 se arată uzura suprafeţelor exterioare conice şi interioare ale celor două jumătăţi ce alcătuiesc inelul *C*; în figura 5, uzura suprafeţelor interioare şi exterioare ale inelului cu arcuire *D*; în figura 6,*a* şi *b*, uzura suprafeţelor de aşezare ale inelului *C*, respectiv *D*, pe arborele portelice; în figura 7 sînt arătate uzuri de coroziune pe flancul stîng *A* (arborele văzut din faţă) al canelurii arborelui portelice ce poartă flancul canelurii butucului elicei, spre deosebire de flancul drept *B* al acestor caneluri, mult mai curat. În figura 7 se pot observa, de asemenea, crăpături pe capătul arborelui portelice cu focarul în punctele *a* şi *b*, la capătul flancurilor cu coroziuni ale canelurilor.

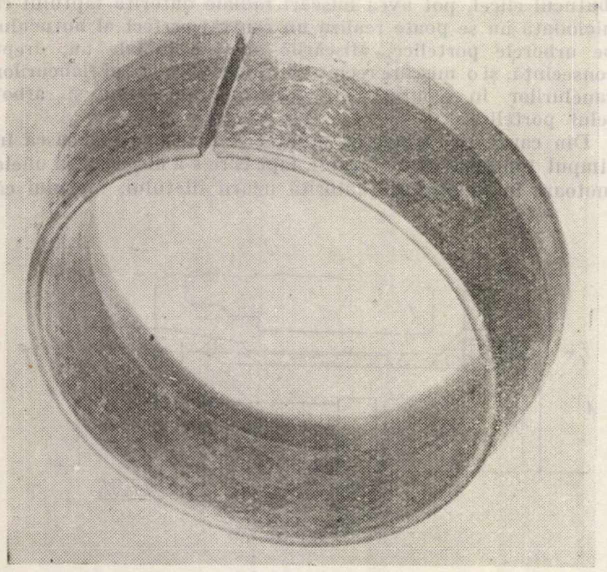


Fig. 5

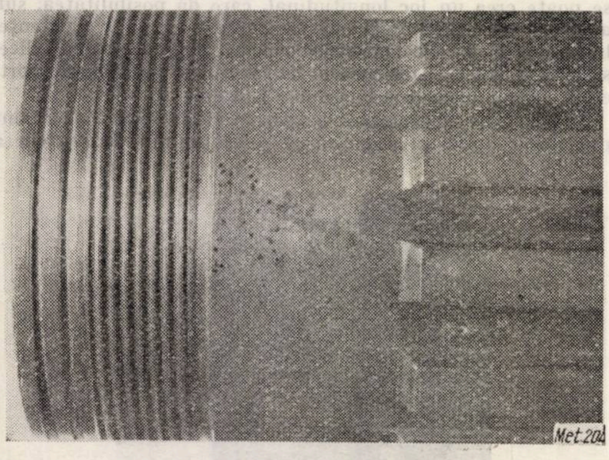


Fig. 6,a

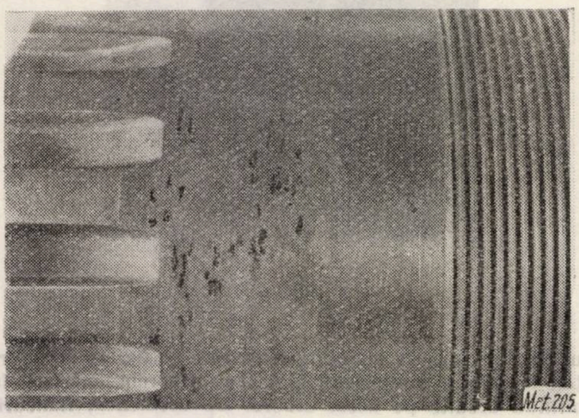


Fig. 6,b

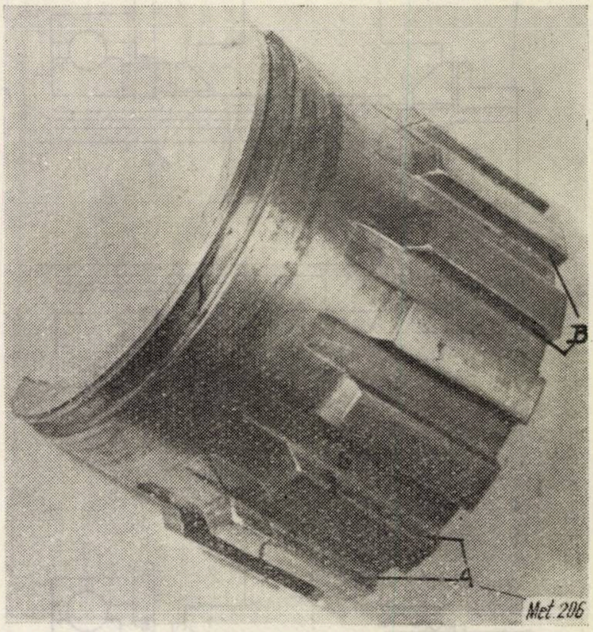


Fig. 7

În figura 8 se vede secţiunea crăpăturii din figura 7 şi se indică ruperea prin oboseală cu focarul în *a*.

Ipoteze asupra cauzelor de formare a coroziunilor de contact la capul arborelui portelice

Coroziunile de contact în regiunea inelelor de centrare ale butucului elicei pe arborele portelice. Dintre ipotezele care s-ar putea face asupra cauzelor ce au determinat coroziunile de contact în regiunea inelelor de centrare ale butucului elicei pe arborele portelice al motorului de aviaţie în stea au fost reţinute două : coroziunea electrochimică şi coroziunea mecanică.

Coroziunea electrochimică. Ipoteza efectului electrochimic apare, la prima vedere, ca cea mai evidentă pentru producerea uzurii de coroziune prin contact. În cazul coroziunilor prin contact din regiunea inelelor de centrare ale butucului elicei pe arborele portelice la motorul în stea (fig. 4—6), se pare că efectul electrochimic singur nu poate explica coroziunile produse şi că acesta se adaugă mai degrabă, ca un efect complementar, acolo unde alte cauze pregătesc condiţiile producerii lui.

Coroziunea electrochimică se bazează pe proprietăţile majorităţii metalelor de a trece de la sine în stare de ioni imediat ce sînt puse în contact cu un electrolit.

Cum agenţii atmosferici sînt foarte rar anhidri, prin faptul că însăşi atmosfera conţine totdeauna un anumit procent de umezeală, prezenţa electrolitului între două metale cu potenţiale proprii diferite în contact în atmosferă este un lucru uşor posibil. De aceea, posibilitatea prezenţei electrolitului între suprafeţele inelelor de centraj *C* şi *D* şi suprafeţele celorlalte organe cu care ele sînt în contact nu poate fi exclusă, cu atît mai mult cu cît capul arborelui portelice funcţionează, acolo unde se produc aceste coroziuni, cu întregul montaj al butucului elicei liber, neprotejat în atmosferă, în toate condiţiile posibile atmosferice.

Dacă prezenţa electrolitului este asigurată, cele două metale în contact alcătuiesc un mic element galvanic local, în cadrul căruia metalul cu potenţialul mai mare devine catod, iar cel cu potenţialul mai mic devine anod şi se corodează. Asemenea elemente galvanice se formează, în practică, oriunde se interpune un electrolit între două metale cu potenţiale diferite.

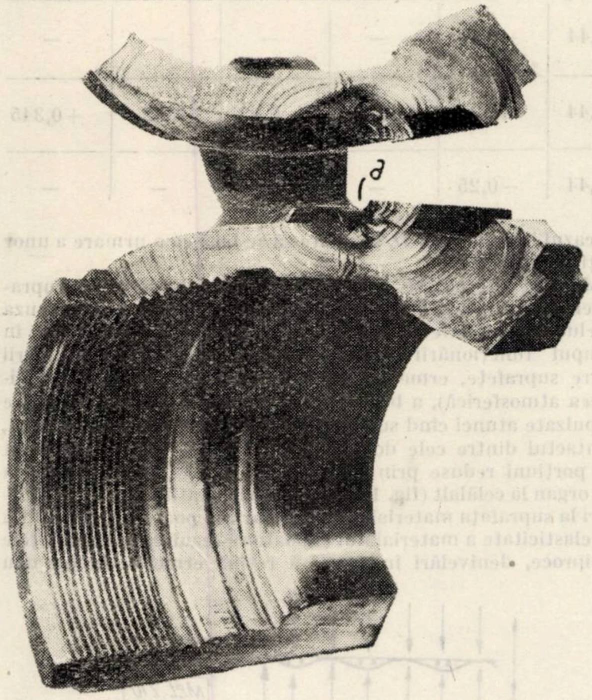


Fig. 8.

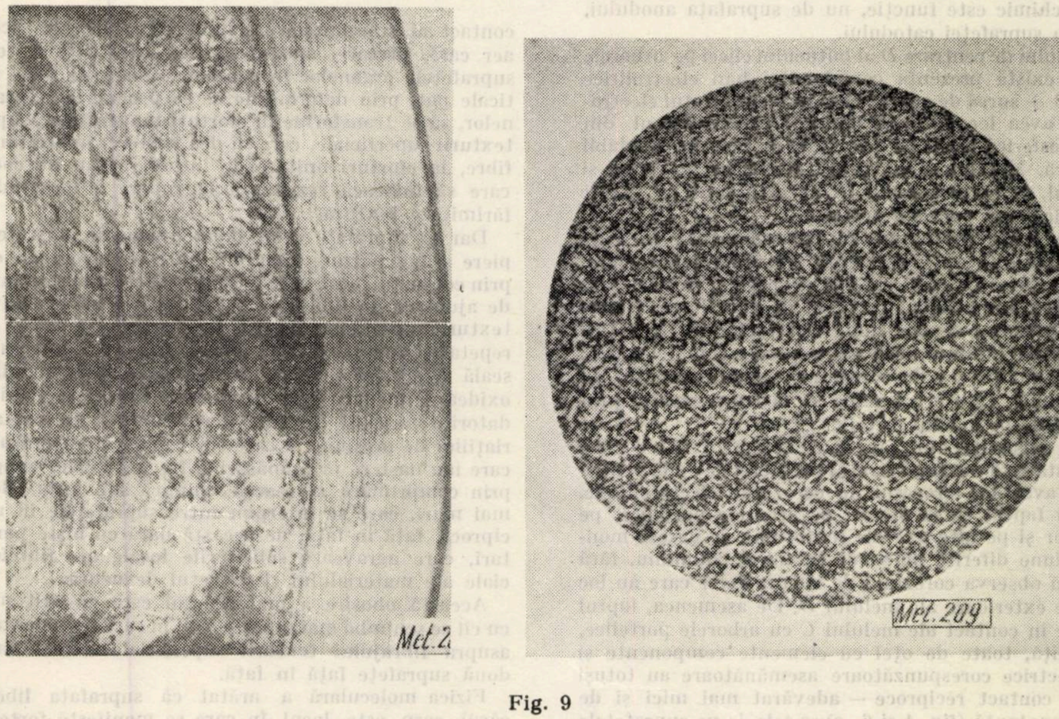


Fig. 9

În tabela 1 [2] se dă seria potenţialelor normale ale diferitelor metale uzuale la temperatura de 18°C.

Tabela 1

Potenţiale normale ale diferitelor metale uzuale la temperatura de 18°C

Metalul	Potenţialul normal, V	Metalul	Potenţialul normal, V	Metalul	Potenţialul normal, V
Magneziu	−1,87	Crom	−0,56	Cositor	−0,14
Aluminiu	−1,30	Fier	−0,44	Plumb	−0,13
Mangan	−1,10	Cobalt	−0,255	Stibiu	+0,2
Zinc	−0,76	Nichel	−0,25	Cupru	+0,345

Deci, dacă se consideră un inel de Cu pus pe un arbore de oţel şi între suprafeţele lor de contact se găseşte umezeală, oţelul cu potenţialul mai mic devine anod şi se corodează.

În cazul inelului *D* însă, făcut din bronz de aluminiu (cu circa 70% Cu), pus pe arborele portelice de oţel, şi în contact cu organe tot de oţel (butucul elicei şi bucşa de distanţare), în loc ca organele de oţel, cu potenţiale mai mici electrice, să sufere coroziuni, sînt puternic corodate toate suprafeţele inelului ce se găsesc în contact cu suprafeţe de oţel (fig. 5 şi 9). Este adevărat că în zone mai restrînse se observă şi pe arbore, de exemplu, ciupituri şi plăgi de coroziune (fig. 6,b), dar la inel coroziunea a atins întreaga suprafaţă de contact a acestuia cu arborele (fig. 5).

Este adevărat că, în compoziţia bronzului de aluminiu din care este făcut inelul *D*, intră şi elemente care au un potenţial mai coborît decît al elementelor ce compun oţelul arborelui portelice (tabela 2), cum sînt de exemplu componentele Al şi Zn.

S-ar putea presupune că aceste elemente alcătuiesc, eventual, anodul care se corodează, dînd efecte de coroziune accentuată, repartizate pe întreaga suprafaţă de contact a inelului cu oţelul. Diferite experienţe recente [3] arată însă că, dacă într-o baie electrolitică se introduce, în locul unui anod de nichel, un anod de aluminiu, degajarea oxigenului care se produce în prezenţa nichelului încetează. Anodul de aluminiu se acoperă cu un strat de oxid de aluminiu (alumină) relativ

Tabela 2

Elementele care compun materialul inelului *D*, *C* şi arborelui portelice cu potenţialele lor

Organul motor	Al	Mn	Zn	Cr	Fe	Ni	Sn	Pb	Sb	Cu
Arborele portelice	—	−1,1	—	−0,56	−0,44	−0,25	—	—	—	—
Inelul *D*	−1,3	—	−0,76	—	−0,44	−0,25	−0,14	−0,13	+0,2	+0,345
Inelul *C*	—	−1,1	—	−0,56	−0,44	−0,25	—	—	—	—

destul de gros $(5-10\ \mu)$, care prin oxidare anodică protejează electrodul de aluminiu. În acest caz, ionii de OH^- ce se produc prin disocierea apei vin şi se aşază pe stratul de oxid de aluminiu format la suprafaţă. Dacă tensiunea electrică este destul de mare (12 V), ionii pătrund prin stratul de oxid de aluminiu şi ajung în contact cu stratul de aluminiu de dedesubt, producîndu-se oxigen în stare născîndă. Dacă stratul de oxid de aluminiu de la suprafaţă este poros sau este parţial distrus, oxigenul în stare născîndă se combină cu hidrogenul H^+, rezultînd iarăşi apă. Cum însă masa de apă a băii trebuie să rămînă neutră din punct de vedere electric, ionii metalici (în acest caz de Al^+) se substituie ionilor de hidrogen H^+ combinaţi cu oxigenul. În felul acesta, ionii de aluminiu Al^+ sînt puşi în libertate şi rezultatul constă în corodarea anodului de aluminiu.

După cum se dovedeşte, corodarea electrodului de aluminiu pe cale electrochimică nu se poate face decît dacă stratul de oxid de aluminiu de la suprafaţă este distrus. Dar distrugerea acestui strat nu poate avea loc decît numai prin acţiunea chimică a unui mediu foarte acid sau foarte alcalin sau printr-o acţiune mecanică (solicitări puternice la oboseală, vibraţii etc.) de fărîmiţare şi îndepărtare a lui. Cu cît suprafaţa anodului descoperit de stratul de oxid este mai mică, cu atît mai accentuată este acţiunea de corodare, deoarece atacul electrochimic este funcţie, nu de suprafaţa anodului, ci de mărimea suprafeţei catodului.

În cazul inelului de centrare *D* al butucului elicei pe arborele portelice, nu există prezenţa complexului băii electrolitice (anod + catod + sursă de curent electric), dar efectul electrochimic poate avea loc datorită faptului că hidrogenul din umezeala atmosferică poate să constituie cu metalul oxidabil o pilă electrică. Metalul se comportă atunci ca un anod şi dacă aluminiul, în cazul inelului *D*, nu este protejat, trece în soluţia ionică, aşa cum s-a arătat.

Cum nu se poate presupune că, în condiţiile în care funcţionează motorul, nu se formează pe suprafeţele inelului *D* stratul superficial de oxid care să acopere şi să protejeze aceste suprafeţe, împiedicînd procesul de coroziune electrochimic, dacă procesul de coroziune electrochimic are totuşi loc, el nu se poate produce decît ca un proces complementar, care succede unui proces de coroziune de altă natură, în acest caz mecanic, care are sarcina să distrugă stratul protector de oxid de pe anodul metalic.

Necesitatea existenţei unui proces, de această dată mecanic, care să fie în stare să distrugă stratul protector de oxid, pentru ca să poată avea loc procesul de coroziune electrochimic, o confirmă şi faptul că la motor, pe arborele portelice, pe arborele motor şi pe alte axe ale motorului, se găsesc montate în funcţiune diferite bucşe de bronz de aluminiu, fără ca să se poată observa coroziuni de natura celor care au loc pe suprafeţele exterioare ale inelului *D*. De asemenea, faptul că suprafeţele în contact ale inelului *C* cu arborele portelice, butuc şi piuliţă, toate de oţel cu elemente componente şi potenţiale electrice corespunzătoare asemănătoare au totuşi coroziuni de contact reciproce — adevărat mai mici şi de mai puţină impotanţă (fig. 4 şi 6, *a*) ca cele de pe suprafeţele inelului *D* — confirmă că un alt proces decît cel electrochimic trebuie neapărat să existe şi în acest caz, ca să se producă coroziuni pe suprafeţe în contact asemănătoare din punctul de vedere al potenţialului electric.

Coroziunea mecanică. Distrugerea stratului protector de oxid al fibrelor texturii superficiale a suprafeţelor în contact, în cazul inelelor *C* şi *D*, se poate să se facă ca o urmare a unor acţiuni mecanice.

Mişcări alternative, faţă în faţă, aplică şi desprind suprafeţele inelelor *C* şi *D* pe cele pe care ele se reazemă. Din cauza prelucrării imperfecte, din cauza deformaţiilor organelor în timpul funcţionării lor, din cauza posibilităţii prinderii între suprafeţe, ermetic, a particulelor de apă (din umiditatea atmosferică), a bulelor de aer (care nu au timpul să fie expulzate atunci cînd suprafeţele se aplică unele peste altele), contactul dintre cele două suprafeţe nu se poate face decît pe porţiuni reduse prin care se transmit şi eforturile de la un organ la celălalt (fig. 11). Dacă concentraţiile locale de eforturi la suprafaţa materialului sînt mari, se poate întrece limita de elasticitate a materialului şi poate să rezulte, pe suprafeţele reciproce, denivelări în stare să reţină ermetic, la un nou contact al suprafeţelor reciproce, perniţe de lichide şi de aer care, presate, alcătuiesc concentratoare de eforturi pe suprafeţele organelor în contact. Eforturile mari locale verticale pot, prin deformările ce se produc la suprafaţa organelor, să se transforme în eforturi tangenţiale asupra fibrelor texturii superficiale, care să dea naştere, în secţiunea acestor fibre, la eforturi unitare de întindere sau de compresiune, care să întreacă rezistenţa la rupere a materialului şi să fărîmiţeze textura.

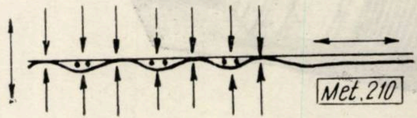


Fig. 10.

Dar la suprafaţa celor două organe în mişcare de apropiere şi îndepărtare reciprocă nu este nevoie să se întreacă, prin contactul local, rezistenţa la rupere a materialului, ci este de ajuns ca, în limita de elasticitate a materialului, fibrajul texturii superficiale a celor două organe să sufere deformaţii repetate, care să ducă la obosirea şi la sfărîmarea prin oboseală a acestei texturi. Se formează praf metalic care se oxidează imediat ce se formează. Praful şi oxizii metalici, datorită mişcării continue a suprafeţelor în contact, a variaţiilor de presiune la care sînt supuşi, temperaturilor înalte care iau naştere prin apăsări şi frecări locale, se aglomerează prin comprimare şi reacţie chimică sub formă de particule mai mari, care se interpun între suprafeţele în mişcare reciprocă faţă în faţă, de această dată cu nişte particule mai tari, care agravează solicitările locale ale fibrelor superficiale ale materialului şi procesul de uzură.

Această obosire a materialului este cu atît mai rapidă, cu cît se schimbă mai rapid sensul în care acţionează eforturile asupra fibrajului texturii superficiale a materialului celor două suprafeţe faţă în faţă.

Fizica moleculară a arătat că suprafaţa liberă a oricărui corp este locul în care se manifestă forţele lui moleculare. De aceea, dacă două suprafeţe faţă în faţă a două corpuri au o mişcare de aplicare şi desprindere, la suprafaţa acestor corpuri pot să se exercite nu numai forţa de comprimare prin aplicare, ci şi forţa de întindere în momentul desprinderii, datorită tendinţei de agăţare prin forţele care se exercită între moleculele celor două corpuri.

Prin schimbarea mărimii solicitărilor şi a sensului lor de acţionare asupra fibrajului texturii superficiale a suprafeţelor, prin continua deformare de şerpuire superficială a fibrajului se poate ajunge la o obosire rapidă şi la o sfărîmare a materialului.

Mai mult, s-a constatat că, chiar dacă între două suprafeţe metalice ce se desprind rapid este interpus un strat subţire de fluid, de exemplu ulei de uns, datorită tendinţei de agăţare a moleculelor uleiului de moleculele suprafeţelor metalice, prin stratul de ulei se pot transmite forţe de întindere atît de mari, încît din suprafeţe pot să fie smulse particule metalice.

Sînt cunoscute experienţele [5], prin care, dacă se transmit fibrajului texturii superficiale al unui oţel de rulmenţi, de exemplu, eforturi unitare de compresiune şi de întindere pînă la 100 kgf/cm² cu o frecvenţă de 40 de variaţii de sarcină pe secundă, prin intermediul unui strat de ulei de 2 μm grosime, rezistenţa materialului la sfîşiere, în fibrele texturii superficiale, este depăşită şi, numai după $0{,}5 \times 10^6$ variaţii de sarcină, un număr destul de mare de particule de material încep să se sfărîme şi să se desprindă (fig. 11).

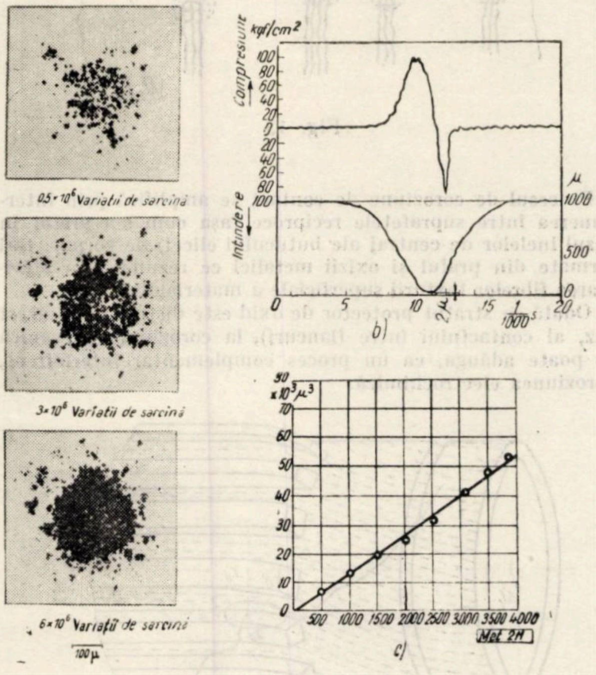


Fig. 11

Gropiţele şi apoi cavităţile ce se formează au o adîncime de pînă la 1 μm. Mărimea uzurilor prin cavitaţie creşte liniar cu numărul de variaţii de sarcină (fig. 11, c). Aspectul unor asemenea uzuri şi cavităţi se poate vedea în figura 12 (fotografiat cu ajutorul unui microscop electronic).

Posibilitatea distrugerii fibrelor din textura superficială a materialelor organelor ale căror suprafeţe reciproce au mişcări relative de aplicare şi desprindere o dovedeşte şi procesul de sudură la aparatele de sudură prin vibraţii ultrasonice.

La aceste aparate, plăcile care urmează să se sudeze trec, sub apăsare, între doi cilindri ce se rotesc şi dintre care unul are şi o mişcare de vibraţie cu o frecvenţă foarte înaltă. Vibraţiile au, ca urmare, o deformare în sens alternat şi o sfărîmare a stratului superficial de oxid al texturii suprafeţelor celor două plăci în contact care, pînă la sfîrşit, se sudează la rece. În felul acesta se realizează, fără vreun aport de material suplimentar, sudarea unei plăci de cupru cu una de aluminiu.

Experienţele [6], făcute cu un vibrator magnetic, alcătuit pe principiul schimbării lungimii unei bare de nichel atunci cînd este magnetizată (care a permis realizarea de deplasări longitudinale alternative cu o frecvenţă de 6 500 oscilaţii pe secundă), au arătat că s-au produs efecte de coroziune, cu sfărîmare şi desprindere de material, pe diferitele plăci metalice puse în faţa capetelor vibratorului.

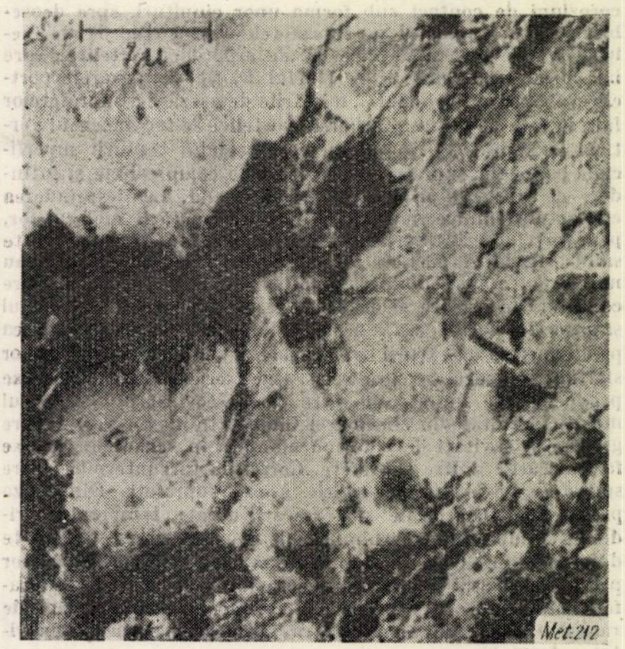


Fig. 12

S-a constatat astfel că un perete fix pus în faţa capătului vibratorului poate fi corodat şi coroziunea este maximă atunci cînd peretele se găseşte la o distanţă de 0,15 mm de capetele vibratorului.

Aceste experienţe au mai arătat că mărimea efectului de sfărîmare şi formarea de cavităţi pe textura superficială a materialului scade cu creşterea durităţii materialului. Dar factorul de duritate ieşit în evidenţă în experienţele amintite ca influenţînd uzura de coroziune, după unii autori [6] este mai degrabă un factor denumit de model şi definit de raportul:

$$M = \frac{\textit{limita efortului unitar elastic}}{\textit{modulul de elasticitate}} = \frac{\sigma_e}{E} \; \frac{\text{kgf/cm}^2}{\text{kgf/cm}^2}.$$

Acest factor dă o idee mai precisă asupra adîncimii de penetraţie pe care poate să o suporte un material fără a se degrada. Această calitate a materialului ar putea fi exprimată şi mai bine prin lucrul mecanic de deformaţie elastică absorbit de unitatea de volum a materialului, dată de raportul σ_e^2/E, care are aceleaşi dimensiuni ca şi un efort unitar de întindere. Faptul că, în experienţele amintite, s-a reţinut ca parametru de influenţare a uzurii de coroziune „duritatea", se datoreşte probabil faptului că duritatea variază în acelaşi fel ca şi limita de elasticitate. Totuşi, trebuie să se ţină seamă şi de faptul că, de exemplu, dacă două aliaje diferite de aluminiu au aceeaşi duritate, rezistenţa lor la coroziune, prin sfărîmarea fibrelor texturii superficiale a materialului şi cavitaţia mecanică, poate fi totuşi diferită [6]. Acest fapt explică de altfel de ce cauciucul rezistă mai bine la o astfel de uzură decît oţelul, de ce oţelul aliat, care are o limită de elasticitate mai ridicată, rezistă mai bine decît oţelul obişnuit.

Din cele expuse se poate înţelege cum a putut să ia naştere pe suprafeţele de contact ale inelelor *C* şi *D*, cu suprafeţele organelor pe care ele se sprijină, o uzură de coroziune mecanică de contact, care să anticipeze o eventuală coroziune electrochimică ce s-ar putea produce. Se poate înţelege de ce suprafeţele de reazem ale inelului *C* pe piuliţa *A* (suprafeţele *3*, fig. 3), prin faptul existenţei forţei de tracţiune a elicei, care menţine continuu contactul între cele două suprafeţe, sînt foarte puţin uzate prin coroziune mecanică, în raport cu celelalte suprafeţe ale inelului aplicate pe butuc şi pe arborele portelice (suprafeţele *1* şi *4*, fig. 3). Se poate înţelege de ce suprafeţele *1* şi *4* ale inelului *C*, butucului şi arborelui portelice (inelul *C*, fig. 4; arborele portelice, fig. 6,a) au coroziuni de contact sub forma unor ciupituri, spre deosebire de coroziunile de pe suprafeţele *2* şi *5* (fig. 3) ale inelului *D*, ale butucului elicei şi ale arborelui portelice, care iau forme mult mai grave (inelul *D*, fig. 5; arborele portelice, fig. 6,b). La inelul *C*, mişcările de aşezare a suprafeţelor faţă în faţă pe butuc şi arborele portelice se fac în sensul vertical la suprafeţe, cu supunerea fibrajului texturii superficiale a acestor suprafeţe la eforturi de compresiune şi întindere ce sfărîmă, prin obosire, materialul. La desprinderea contactului dintre suprafeţe, datorită agăţării moleculelor, prin forţele de întindere, materialul, o dată sfărîmat, este smuls, în locul particulelor smulse rămînînd ciupituri sau mici gropiţe. În schimb, suprafeţele inelului *D* au o mişcare continuă de arcuire şi de oscilaţie pe suprafeţele butucului şi arborelui portelice. De această dată, în afară de sfărîmarea prin oboseală a texturii superficiale şi smulgerea particulelor sfărîmate, uzura se agravează prin frecarea uscată care se produce între suprafeţele între care este interpus şi praful metalic rezultat din sfărîmare. Ciupiturile devin prin săpare gropiţe şi cavităţi de o formă alungită în sensul în care se fac mişcările dintre suprafeţe. Corpurile tari interpuse între suprafeţe, prin mişcare, zgîrie aceste suprafeţe. Din cauza presiunilor mari locale şi a frecării uscate, temperatura ridicată a suprafeţelor schimbă culoarea materialului şi poate duce la topiri locale şi sudură de material. Datorită acestor procese, aspectul de uzură prin coroziunea de contact a suprafeţelor inelului *D* (fig. 5 şi 9) este acela al unor plăgi de rănire a materialului, avînd drept focar gropiţa sau cavitatea formată.

Din experienţele amintite se mai înţelege, ceea ce nu s-ar putea face numai pe calea coroziunii electrochimice, de ce suprafeţele de reazem ale inelului *D*, al cărui material are raportul $\sigma_e/E = 0{,}9$, pot avea coroziuni mecanice (cărora le vor urma coroziuni electrochimice) mai accentuate decît ale suprafeţelor organelor de oţel (inelul *C* şi arborele portelice) la care raportul $\sigma_e/E = 4$. În sfîrşit se poate explica şi faptul de ce arborele portelice, încărcat prin cromizare după revizie şi reparaţie, în porţiunea pe care se sprijină inelul *D* (fig. 6,b), a prezentat în continuare la revizie, după funcţionare, o uzură de coroziune de contact. Stratul dur de crom aplicat pe suprafaţa arborelui micşorează efectul de coroziune mecanică; nu poate însă să-l împiedice să se producă în continuare.

Coroziunile de contact de pe flancurile canelurilor butucului elicei şi arborelui portelice [1]. Din cauza jocului de alunecare cu care butucul elicei este montat pe arborele portelice, în timpul rotaţiei elicei are loc o continuă mişcare de oscilaţie a canelurilor butucului elicei în canalele corespunzătoare de pe arborele portelice (fig. 3). Cum la motorul în stea arborele portelice şi elicea se rotesc de la dreapta la stînga, arborele fiind văzut din faţă, suprafeţele portante ale canelurilor sînt flancul din stînga al canelurii arborelui portelice şi flancul din dreapta al canelurii butucului elicei (fig. 2). Aceste două flancuri ale canelurilor au o continuă mişcare de aplicare şi de desprindere, care are ca urmare concentraţii de eforturi locale de compresiune — fie datorită imposibilităţii de prelucrare perfectă a flancurilor, fie datorită prinderii ermetice între aceste suprafeţe locale de particule de fluid sub presiune, fie deformaţiilor locale care au loc asupra fibrelor texturii superficiale a flancurilor — şi eforturi de întindere la desprinderea contactului prin agăţarea moleculelor materialelor celor două flancuri faţă în faţă. În acest caz ia naştere, în aceste zone restrînse de contact, o sfărîmare a materialului. Datorită mişcăriilor relative radiale (fig. 2) şi longitudinale (fig. 3) ale flancurilor reciproce, aceste sfărîmături de material pot fi curăţate din locul de pe care se găsesc, rămînînd aici nişte uşoare cavităţi, ca nişte plăgi de rănire a materialului, alungite în sensul mişcărilor reciproce ale suprafeţelor, înconjurate de zone de suprafaţă ale materialului cu un colorit negru-roşiatic, semn că pe acele zone, printr-un contact mai intim între suprafeţele flancurilor, iau naştere, datorită frecărilor ce se produc, temperaturi ridicate locale (fig. 13).

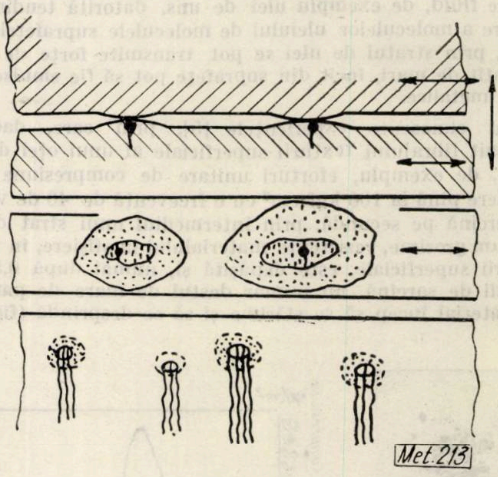


Fig. 13

Procesul de coroziune de contact se amplifică prin interpunerea între suprafeţele reciproce (aşa cum s-a arătat în cazul inelelor de centraj ale butucului elicei) de corpuri tari formate din praful şi oxizii metalici ce rezultă prin sfărîmarea fibrelor texturii superficiale a materialului.

Odată ce stratul protector de oxid este distrus (şi în acest caz, al contactului între flancuri), la coroziunea mecanică se poate adăuga, ca un proces complementar intermitent, coroziunea electrochimică.

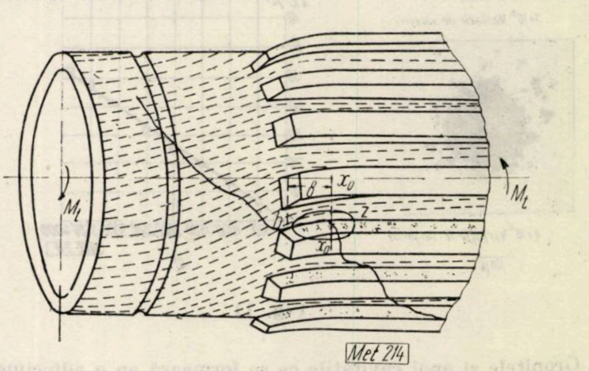


Fig. 14

Datorită solicitărilor la răsucire ale capului arborelui portelice, la trecerea din partea cilindrică în partea canelată a arborelui, răsucirea atinge vîrful canelurii care, răsucit, lucrează ca şi cum canelura la vîrful ei este încovoiată (fig. 14). Fibrele texturii exterioare a flancului cu coroziuni sînt supuse la eforturi unitare mari de întindere, şi la suprafaţa flancului apar uşoare fisurări perpendiculare pe muchia longitudinală a canelurii (fig. 14), care constituie focarele crăpăturii prin oboseală de la acest cap (fig. 8), crăpătură produsă datorită eforturilor periodice de răsucire la care capul arborelui portelice este supus în timpul funcţionării motorului [1].

Invenţii - Inovaţii

Invenţia R.P.R. nr. 41 836

Dispozitiv pentru determinarea centrului unei găuri

Pentru determinarea centrului unei găuri se folosesc în mod obişnuit plăci de plumb sau de lemn care se introduc în gaura respectivă şi pe care se însemnează centrul găurii cu ajutorul compasului şi riglei ; această determinare este însă aproximativă.

Dispozitivul conform noului procedeu realizat de Grigore Nicolaescu şi ing. Stan Nicolaescu, de la atelierele „9 Mai" Bucureşti, înlătură acest dezavantaj prin aceea că este constituit dintr-o carcasă prevăzută cu fante prin care pot culisa nişte lamele, articulate la un capăt cu un capac dispus în carcasă, care se poate roti determinînd ieşirea sau intrarea lamelelor în carcasă.

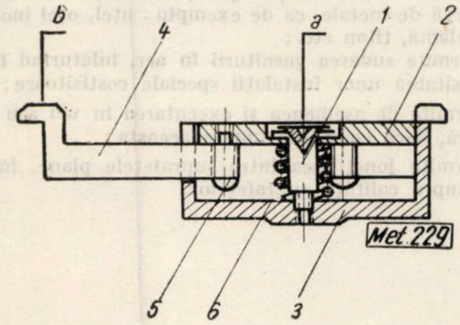


Fig. 1

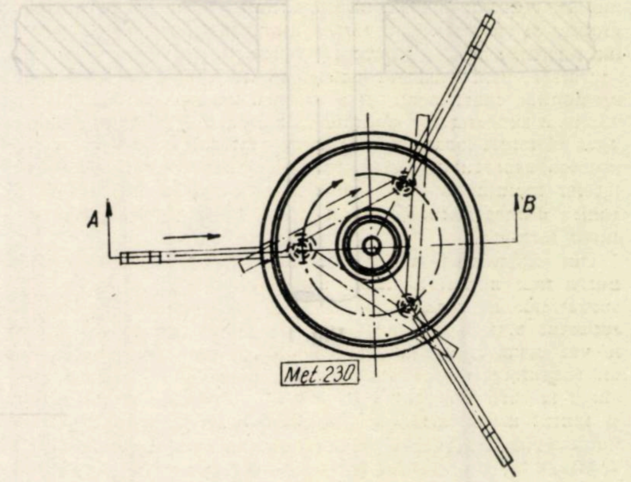


Fig. 2

Se dă un exemplu de aplicare a noului procedeu.

Dispozitivul este constituit dintr-un ax central *1*, care poartă în centrul său un cherner *a* în care se aşază vîrful compasului şi care este asamblat cu un capac *2*, dispus într-o carcasă *3*, în care culisează trei lamele *4*, articulate la un capăt cu capacul *2* prin şuruburi *5*.

Capacul *2* se reazemă elastic pe fundul carcasei *3* prin intermediul unui arc elicoidal *6*, fixat cu un capăt în carcasă şi cu celălalt în capac, astfel încît în poziţie netensionată capacul să menţină lamelele *4* în poziţie radială.

Pentru determinarea centrului unei găuri, lamelele *4* se introduc în carcasa *3*, prin împingerea lor în interior, cu care ocazie capacul *2* se roteşte, iar arcul *6* se tensionează (poziţia punctată din figura 2), după care carcasa *3* se introduce în gaura respectivă, astfel ca ciocurile *b* ale lamelelor *4* să se rezeme pe marginile găurii.

Sub acţiunea imprimată de arcul *6*, capacul *2* se roteşte şi lamelele *4* ies din carcasa *3* şi apasă pe pereţii găurii, blocînd dispozitivul într-o poziţie în care centrul găurii coincide cu chernerul *a* de pe axul central *1*.

Acest dispozitiv permite determinarea rapidă şi în mod precis a centrului unei găuri, uşurînd operaţiile de trasaj.

Invenţia R.P.R. nr. 41930

Procedeu de realizare de joncţiuni etanşe rezistente la temperaturi ridicate şi joase

În tehnica vidului înalt şi ultraînalt, a acceleratoarelor de particule, a reacţiilor termonucleare, a tuburilor cu vid sau a presiunilor ridicate, este adeseori necesară folosirea de elemente izolate electric, uneori şi termic, care să fie prinse etanş de corpul instalaţiilor.

În acest scop se folosesc, ca materiale izolate, sticla şi ceramica ; cea dintîi prezintă numeroase dezavantaje, din cauza rezistenţei mecanice mici şi a rezistenţei relativ slabe la variaţiile de temperatură, precum şi datorită faptului că sticla nu se poate suda decît cu un număr restrîns de metale.

Pentru realizarea de îmbinări etanşe şi rezistente la temperaturi ridicate şi scăzute între ceramică şi metal, sînt cunoscute diverse procedee prin : sudură, strîngerea unei garnituri metalice, între piesele ce trebuie îmbinate, sau presare. Toate aceste procedee prezintă o serie de dezavantaje, ca : complicaţii importante, greutate şi volum mare etc., necesitînd condiţii speciale, de la caz la caz, pentru asigurarea unei bune etanşeităţi.

Inventatorii George Comşa, ing. Lungu Sterian şi Constantin Simionescu, de la Institutul de fizică atomică, au stabilit un procedeu care înlătură aceste dezavantaje, cu care se pot realiza joncţiuni etanşe rezistente la temperaturi ridicate şi joase, între un metal oarecare cu punct de topire mai mare de 600°C şi o masă ceramică vitrificată, de porozitate nulă, respectiv între două mase ceramice vitrificate.

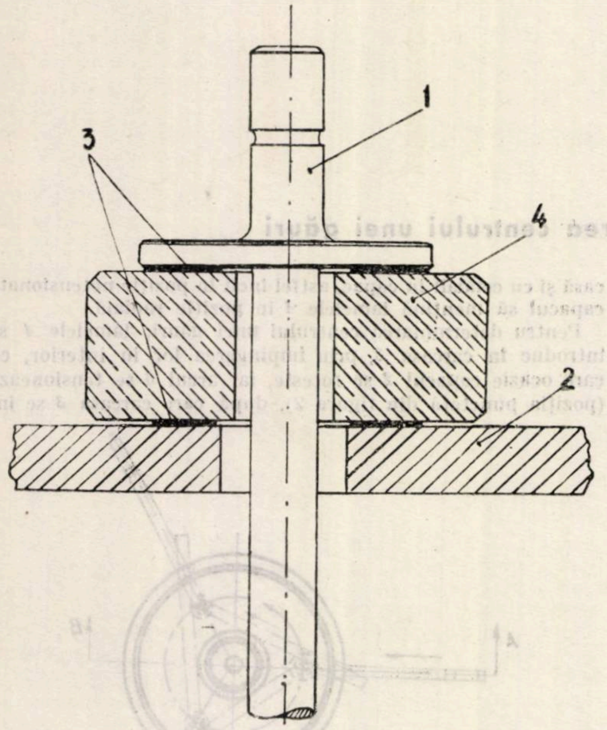


Fig. 1

În acest scop, suprafaţa masei ceramice, neşlefuită sau şlefuită cu un anumit grad de asperitate, este pregătită, întîi, prin depunerea unui strat subţire de soluţie alcalină, ca de exemplu NaOH, Na_2O, SiO_2 sau altele, care se arde apoi în aer la 800—1 200°C, după care împreună cu garnitura de aluminiu şi piesa metalică a cărei suprafaţă de asemenea poate avea un anumit grad de asperitate, sau cu o altă piesă ceramică pregătită în mod similar, este presată cu o forţă a cărei mărime depinde de dimensiunile garniturii (60—100 kg/mm liniar de garnitură); ansamblul astfel presat se încălzeşte la circa 500°C pentru efectuarea sudurii, iar după răcire, piesele de presiune sînt îndepărtate, ele nefăcînd parte din joncţiune.

În cele ce urmează, se dă un exemplu de aplicare a invenţiei, la o bornă etanşă, rezistentă atît la temperaturile ridicate, cît şi la cele scăzute.

Contactul electric *1* şi peretele instalaţiei *2* sînt din oţel inoxidabil, iar garniturile *3*, din aluminiu de secţiune pătrată. Pe masa vitrificată *4*, se depune, prin pulverizare (sau prin orice alt procedeu), un strat de silicat de sodiu. După presarea şi încălzirea ansamblului pînă la 500°C, pentru efectuarea sudurii, piesele sînt înlăturate.

Aplicarea invenţiei prezintă, faţă de procedeele cunoscute, următoarele avantaje:

— permite obţinerea de joncţiuni metalo-ceramică şi ceramică-ceramică perfect etanşe, rezistente la solicitări mecanice şi termice, simple, puţin voluminoase şi uşor de realizat;

— permite obţinerea de joncţiuni între ceramică şi o gamă largă de metale, ca de exemplu: oţel, oţel inoxidabil, cupru, alamă, titan etc.;

— permite sudarea garniturii în aer, înlăturînd în acest fel necesitatea unor instalaţii speciale costisitoare;

— permite de asemenea şi executarea în vid sau în altă atmosferă, dacă condiţiile impun aceasta;

— permite joncţiunea între suprafeţele plane, fără pretenţii asupra calităţii suprafeţelor.

Magneţi permanenţi utilizaţi ca organe de închidere a uşilor la maşinile textile

Ing. MARFIEVICI DUMITRU şi ing. DEAK TIBERIU
Uzinele Unirea – Cluj

Pentru închiderea uşilor şi fixarea apărătorilor la maşinile textile fabricate la uzina Unirea-Cluj s-au folosit diferite soluţii constructive întîlnite în general în acest scop.

În cursul anului 1961 a fost introdusă în uzina noastră în mod experimental, la un tip de maşină pe care-l fabricăm, închiderea uşilor cu magneţi permanenţi.

Schematic noul sistem de închidere este reprezentat în figura *1*. Uşa se roteşte pe balamaua *2*. În poziţia închis uşa vine în contact cu doi magneţi permanenţi *3* fixaţi pe batiul *4* sau pe alte părţi fixe ale maşinii. Pentru uşile cu înălţime mică se utilizează un singur magnet, iar pentru cele înalte doi magneţi. Manipularea uşii se face cu ajutorul unui buton de bachelită de formă sferică sau conică *5*.

Construcţia magnetului este redată în figura *2*.

Magnetul se fixează pe batiu cu ajutorul şurubului *1*, care intră în mantaua *2*; magnetul *3* este separat de manta prin piesa *4*.

Magnetul propriu-zis *3* este confecţionat din triconal, un produs al Uzinei Electromagnetica-Bucureşti, elaborat de ing. Cedigheanu, şeful sectorului turnătorie. În stare brută magneţii se prezintă sub formă de bare turnate, de diferite diametre şi lungimi, din care se pot debita 4—5 piese.

Compoziţia triconalului este: Fe 51%; Co 24%; Ni 14%; Al 7%; Cu 3%; Ti 1%.

După turnare, barele de triconal sînt supuse unui tratament termic de calmare şi omogenizare a structurii.

Piesa de separare *4* se execută dintr-un material nemagnetic — cupru, alamă sau aluminiu — sau dintr-o masă plastică, de exemplu relon.

Pentru mantaua *2* se utilizează un material foarte feros permeabil la fluxul magnetic — permeabil sau, în lipsa acestuia, fier pur. În caz că nu se găsesc astfel de materiale se poate utiliza şi OLC 10.

Forţa portantă a unui magnet cu $d = 18$ şi $h = 20$ mm este de circa 4 kgf, în condiţiile confecţionării mantalei din OLC 10: forţa portantă a magnetului este de cel puţin 5 kgf.

Condiţia necesară pentru obţinerea unei forţe portante maxime este aceea ca ariile secţiunii inelare ale mantalei şi secţiunii magnetului să fie egale, adică:

$$\frac{\pi\left(d_2^2 - d_1^2\right)}{4} = \frac{\pi d^2}{4}$$

sau

$$d_2^2 - d_1^2 = d^2. \tag{1}$$

Această condiţie rezultă din necesitatea ca cei doi poli ai magnetului — *N* şi *S* — să aibă arii egale. Din figura 3 se observă că polul sud al magnetului este situat în acelaşi plan cu polul nord.

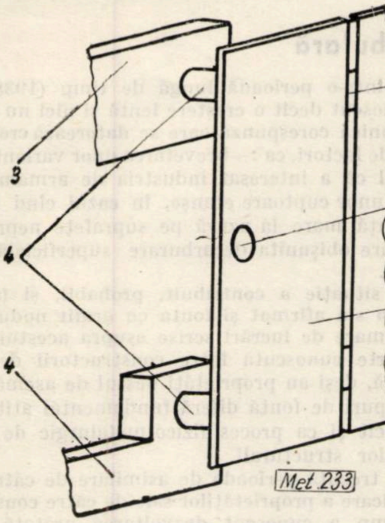

2
3
5
4
4
Met.233

Fig. 1

Magneţii utilizaţi pe maşinile construite la Uzina Unirea au dimensiunile din figura 4, fiind satisfăcută relaţia (1).

$$d_2^2 - d_1^2 = 27{,}7^2 - 21^2 = 326 \,; \quad d^2 - 18^2 = 423 \,;$$

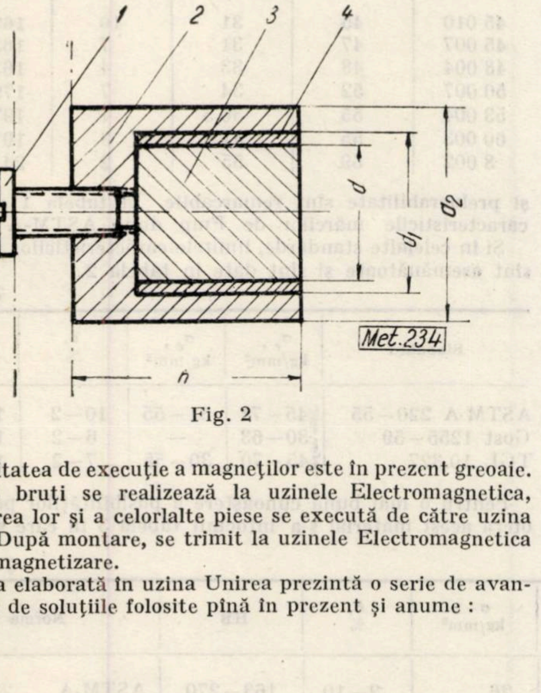

1
2
3
4
d
d₁
d₂
h
Met.234

Fig. 2

Modalitatea de execuţie a magneţilor este în prezent greoaie. Magneţii bruţi se realizează la uzinele Electromagnetica, prelucrarea lor şi a celorlalte piese se execută de către uzina Unirea. După montare, se trimit la uzinele Electromagnetica pentru magnetizare.

Soluţia elaborată în uzina Unirea prezintă o serie de avantaje faţă de soluţiile folosite pînă în prezent şi anume :

— se înlătură construcţiile obişnuite care sînt aparente, îmbunătăţind estetica maşinii ;

— se înlătură zgomotul neplăcut al uşilor ce vibrează deoarece închiderea lor nu se realizează în cele mai bune condiţii după un număr oarecare de ore de funcţionare ;

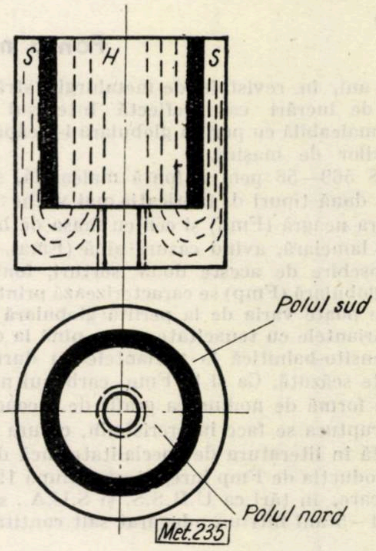

S
H
S
Polul sud
Polul nord
Met.235

Fig. 3

— curăţirea maşinilor şi întreţinerea lor se poate face în perfecte condiţii, nemaiexistînd piesele aparente ale construcţiilor obişnuite ;

— piesele folosite nu necesită întreţinere specială ,

— asigură închiderea sigură a uşilor.

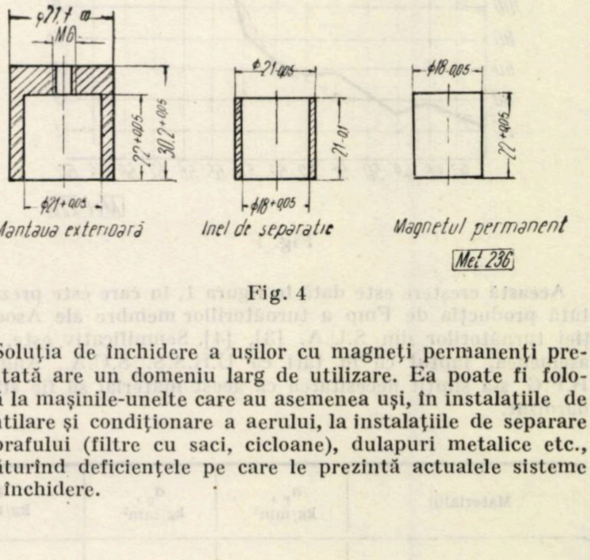

φ27,7+0,1
M6
22+0,05
30,2+0,05
φ21+0,05
Mantaua exterioară
φ21-0,05
21-0,1
φ18+0,05
Inel de separaţie
φ18-0,05
22+0,05
Magnetul permanent
Met.236

Fig. 4

Soluţia de închidere a uşilor cu magneţi permanenţi prezentată are un domeniu larg de utilizare. Ea poate fi folosită la maşinile-unelte care au asemenea uşi, în instalaţiile de ventilare şi condiţionare a aerului, la instalaţiile de separare a prafului (filtre cu saci, cicloane), dulapuri metalice etc., înlăturînd deficienţele pe care le prezintă actualele sisteme de închidere.

Documentare

CZ 669.131.89

Fonta maleabilă cu perlită globulară

În ultimii ani, în revistele de metalurgie străine a apărut o serie de lucrări care reflectă interesul crescînd pe care fonta maleabilă cu perlita globulară l-a căpătat în rîndul constructorilor de maşini.

În STAS 569–56 pentru fontă maleabilă, sînt cuprinse numai cele două tipuri de fabricaţie mai veche : cea feritică, avînd casura neagră (Fmn) şi cea cu masa de bază compusă din perlită lamelară, avînd casura albă (Fma).

Spre deosebire de aceste două sorturi, fonta maleabilă cu perlită globulară (Fmp) se caracterizează printr-o masă metalică care poate varia de la perlită globulară cu insule de ferită la variantele cu tenacitate mare, pînă la cele cu structura martensito-bainitică la variantele cu duritate ridicată şi tenacitate scăzută. Ca şi la Fmn, carbonul nelegat cristalizează sub formă de nodule ca grafit de recoacere şi tot ca la acesta, ruptura se face intercristalin, casura fiind neagră.

Cunoscută în literatura de specialitate încă din anul 1940 [1], [2], producţia de Fmp înregistrează după 1945 o creştere continuă, care, în ţări ca U.R.S.S. şi S.U.A., se transformă în ultimii 4–5 ani într-un adevărat salt cantitativ.

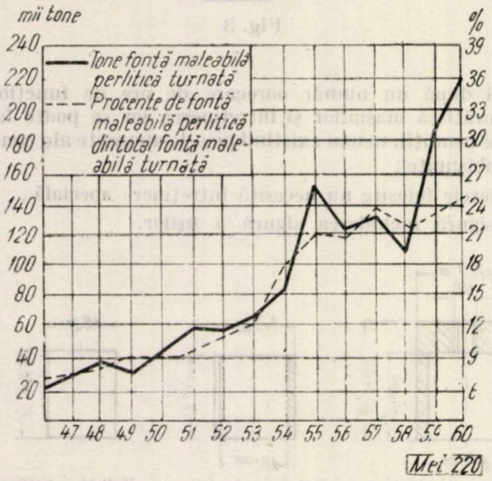


Fig. 1

Această creştere este dată în figura 1, în care este prezentată producţia de Fmp a turnătoriilor membre ale Asociaţiei turnătorilor din S.U.A. [3], [4]. Semnificativ este, de asemenea, faptul că în ţări ca U.R.S.S. S.U.A., Anglia, R.F.G. s-a simţit necesitatea ca acest material să fie standardizat.

Faptul că, într-o perioadă lungă de timp (1938–1954), Fmp nu a cunoscut decît o creştere lentă şi nici nu a avut o publicitate tehnică corespunzătoare se datorează credem noi, unui complex de factori, ca : – brevetarea unor variante comerciale ; – faptul că a interesat industria de armament [5] ; – necesitatea unor cuptoare etanşe, în cazul cînd se urmăreşte o rezistenţă mare la uzură pe suprafeţe neprelucrate, care să înlăture obişnuita decarburare superficială la maleabilizare [6].

La această situaţie a contribuit, probabil, şi faptul că în acelaşi timp s-a afirmat şi fonta cu grafit nodular, care prin numărul mare de lucrări scrise asupra acestui subiect, a devenit foarte cunoscută între constructorii de maşini. Vom adăuga că, deşi au proprietăţi destul de asemănătoare, aceste două tipuri de fontă diferă fundamental atît ca mod de elaborare, cît şi ca proces fizico-metalurgic de formare a constituenţilor structurali.

O dată însă trecută perioada de asimilare de către turnători şi de verificare a proprietăţilor sale de către constructorii de maşini, Fmp a cunoscut dezvoltarea arătată, tocmai pentru că proprietăţile sale de rezistenţă, tenacitate, uzură şi prelucrabilitate sînt remarcabile. În tabela 1 sînt date caracteristicile mărcilor de Fmp după ASTM-A 220–55.

Tabela 1

Calitatea	σ_r, kg/mm²	σ_c, kg/mm²	δ, %	HB
45 010	45	31	10	163–207
45 007	47	31	7	163–217
48 004	48	33	4	163–228
50 007	52	34	7	179–228
53 004	55	36,5	4	197–241
60 003	55	41	3	197–255
8 002	69	55	2	241–269

Şi în celelalte standarde, limitele caracteristicilor mecanice sînt asemănătoare şi sînt date în tabela 2.

Tabela 2

Standard	σ_r, kg/mm²	σ_c, kg/mm²	δ, %	HB
ASTM-A 220–55	45–71	31–55	10–2	163–269
Gost 1255–59	30–63	–	6–2	163–269
TGL 10.327	45–70	30–55	7–2	150–270

Pentru o mai bună cunoaştere a posibilităţilor pe care le oferă acest material s-a întocmit tabela 3 în care sînt date

Tabela 3

Materialul	σ_r, kg/mm²	σ_c, kg/mm²	E, kg/mm²	σ–1 kg/mm²	δ, %	HB	Norma
Fmp	45–69	31–55 (6)	18 000–20 000	26	2–10	163–270	ASTM-A 220–55
Fc	12–32	–	7 000–11 000	7–14	–	143–260	STAS 568–52
F modificată	28–38	–	12 000–14 000	13–16	–	170–260	GOST 1412–48
Fmn	30–37	18–28	15 000–17 000	<14	6–12	149–170	STAS 569–55
Fma	30–40	21–30	14 000–16 000	<20	3–4	<200	STAS 569–55
Fgn feritică	40–45	30–33	14 000–17 000	15–17	5–10	170–207	STAS 6 071–60
Fgn perlitică	45–60	36–42	14 000–17 000	23–25	1,5–2	187–269	STAS 6 071–60
OT 0,20–0,4 % C	45–55	23–28	20 000–21 000	23	22–16	120–160	STAS 600–57
OLC 0,30–0,5 %C	50–75	28–39	–	–	19–15	160–210	STAS 880–49

Valorile din tabela 3 sînt luate din normele arătate precum şi din tabela 88 [2], tabelele 34 şi 57 [7], tabelele 91–94–96 [7]. Limita de oboseală ciclică pentru Fmp este la 10^6 cicluri pe epruveta necrestată, de ordinul 04–06 σ_r. Pe epruveta crestată V 60°, rezistenţa atinge 04σ_r, fiind mai bună decît la Fc Fgn, OLC 03–05%.

Dealtfel, aceste valori ale fontei maleabile perlitice, după cum se vede foarte ridicate, au şi început să fie depăşite, realizîndu-se caracteristici de ordinul, $\sigma_r = 95$ kg/mm²; $\sigma_c = 70$ kg/mm²; δ% = 5.

Este cazul fontei maleabile perlitice cu grafitul extra fin (difuz), în care numărul de nodule de grafit poate ajunge pînă la 30 000/mm² [11].

cîteva dintre caracteristicile principale ale unor fonte și oțeluri de utilizare curentă.

O deosebită importanță o are faptul că, la Fmp, limita de curgere este foarte ridicată; raportul σ_c/σ_r variază de la 0,70—0,80, fiind sensibil mai bun ca la oțelul carbon. Această proprietate, ca și rezistența mare la oboseală, a lărgit în mod considerabil domeniul său de utilizare. Un exemplu caracteristic de valorificare a acestor proprietăți îl constituie trecerea unei piese de mare solicitare, ca furca de articulație cardanică de la forjarea din SAE 1144 (Aut. 45 STAS 1350—50) la turnarea din Fmp [4], (fig. 2).

În lucrarea [13] se afirmă că Fmp are valori de reziliență mai mari decît Fgn. Desigur că, în acest caz, comparația ar trebui făcută pe materiale care au rezistența apropiată, și în acest domeniu cercetările sînt încă în curs de definitivare. Este cert însă că, datorită componenței formei și fineței masei structurale, acest tip de fontă maleabilă se încadrează, prin caracteristicile sale, între cele mai bune materiale pentru construcția de mașini.

La fabricarea Fmp se pornește, ca și la Fmn, de la un material care urmează a se solidifica sub formă de fontă albă, cu carbonul total legat. După răcire, structura masei metalice va fi compusă din ledeburită, perlită și cementită.

Materialele și modul de elaborare sînt, practic, identice cu cele care servesc la producerea Fmn. Ca și la aceasta, calitatea materiei prime, precizia compoziției chimice urmărite și modul de conducere a topirii influențează în mod direct calitatea fontei obținute. Cercetările au arătat că proprietățile Fmp sînt cu atît mai bune, cu cît caracteristicile fontei maleabile feritice, elaborate cu aceleași materiale și în aceleași condiții de topire, ar fi fost mai ridicate.

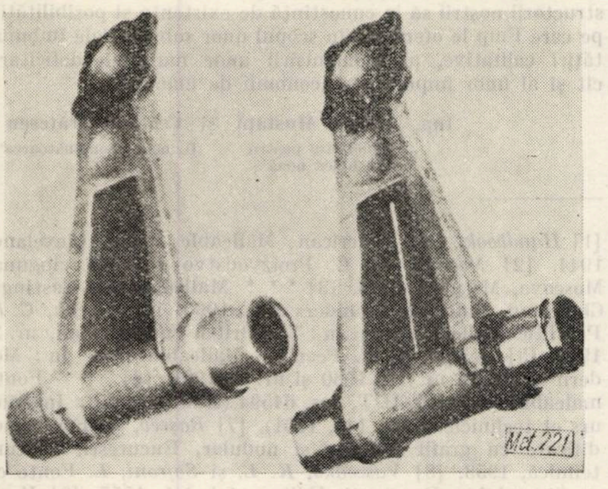


Fig. 2

Compoziția chimică a elementelor de bază este de asemenea asemănătoare cu a Fmn, cu excepția Mn care, uneori, este mai ridicat, ajungînd la 0,8—1,2% [9], [10]; ea variază cu grosimea pieselor, cu calitatea urmărită și, desigur, cu agregatele de topire de care se dispune. Este cazul să menționăm aici că Fmp se fabrică în două grupe de calități, diferențiate sub aspectul fabricației mai ales prin felul tratamentului termic respectiv. Este vorba de varianta cu tenacitate și alungire mai mare, cunoscută în literatura mai veche uneori ca Z metal [12], și de cea cu rezistență și duritate mare, denumită, după brevetul respectiv, Armasteel. Compoziția chimică informativă a acestor tipuri e dată în tabela 4.

Tabela 4

Tipul	C, %	Si, %	Mn, %	P, %	S, %
Z metal	2,5—2,6	1—1,2	0,75—1	max. 0,12	max. 0,10
Armasteel	2,35—2,7	1—1,5	0,35—0,5	max. 0,12	0,1 (0,2)

În anumite cazuri se fac adaosuri mici de Ti, Mo, Cu, în scopul îmbunătățirii unor caracteristici, și foarte frecvent se semnalează utilizarea bismutului (~ 0,02%) și a borului (~ 0,0015%) pentru motivele cunoscute — mărirea capacității de solidificare albă la piesele cu pereți groși (Bi) și anihilarea efectului cauzat de crom la maleabilizare, îmbunătățirea călibilității și reducerea timpului fazei a doua de grafitizare (B). Uneori, cuplu Bi-B este înlocuit cu alte elemente, ca Te-Al [11], avînd funcțiuni oarecum asemănătoare.

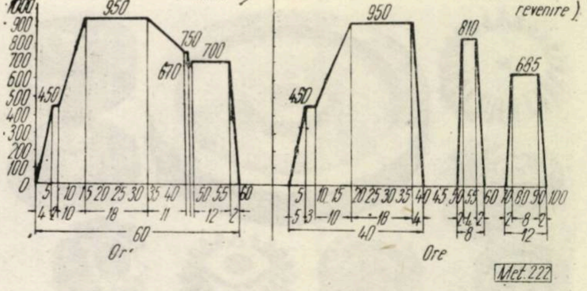


Fig. 3

Tratamentul termic la fonta maleabilă perlitică se face în două faze: *a*) descompunerea cementitei la temperaturi de ordinul 900—1 000°C, componența fazei la aceste temperaturi fiind austenita saturată în carbon și grafit; *b*) grafitizarea și formarea feritei au loc la trecerea lentă prin zona de temperaturi, care constituie pentru compoziția chimică respectivă intervalul transformării eutectoide.

În cazul Fmp, în faza a doza se urmărește formarea perlitei (sau a unor constituenți de călire) și globulizarea acestora.

Procesul de globulizare se petrece sub acțiunea forțelor de tensiune superficiale și are loc la temperaturi sub A_1. În limitele 640—720°C, în funcție de compoziția chimică și duritatea urmărită. Relațiile dintre compoziție, tratament și caracteristicile fizico-mecanice au fost analizate într-o serie de lucrări [1], [2], [9], [11], [12], care au definitivat în mare măsură procesele termice respective.

La *Z* metal, faza a doua de grafitizare constă într-o răcire relativ rapidă, urmată de o menținere sub linia perlitică în scopul globulizării acestuia. În cazul fontei de tip Armasteel, după terminarea primei faze, răcirea se face în aer. Urmează apoi un tratament de călire sau de normalizare, după care se face o revenire în scopul transformării martensitei (de la călirea în ulei) în constituenți de revenire sferolitică (sorbita), sau a perlitei lamelare de la normalizare în perlită globulară. În figura 3 sînt date diagramele de principiu pentru tratament, iar în figura 4, *a* și *b* se dă, pentru comparare, micrografia unei fonte maleabile cu perlită globulară *a* și cea a unei fonte maleabile feritice *b*.

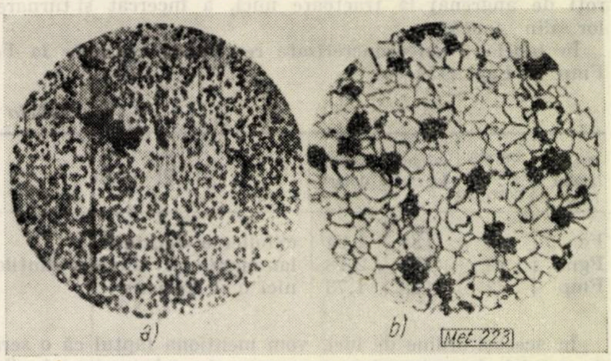


Fig. 4

Cînd se urmărește realizarea unor piese rezistente la uzură sau a unor suprafețe care urmează a fi călite superficial, este necesar ca tratamentul în prima fază să se facă în cuptoare etanşe, pentru a se evita decarburarea superficială. În cuptoarele cu flacără directă, atmosfera oxidantă din aceste cuptoare duce la decarburări care pot depăşi 1 mm, ceea ce le face total improprii pentru tratamentul acestor piese. În acest caz utilizarea cuptoarelor electrice sau cu tuburi radiante este obligatorie. Atmosfera în aceste cuptoare este reglată prin injectarea de azot industrial sau prin dozarea corespunzătoare a raportului CO/CO_2. Se realizează astfel decarburări minime care nu depăşesc 0,1—0,2 mm.

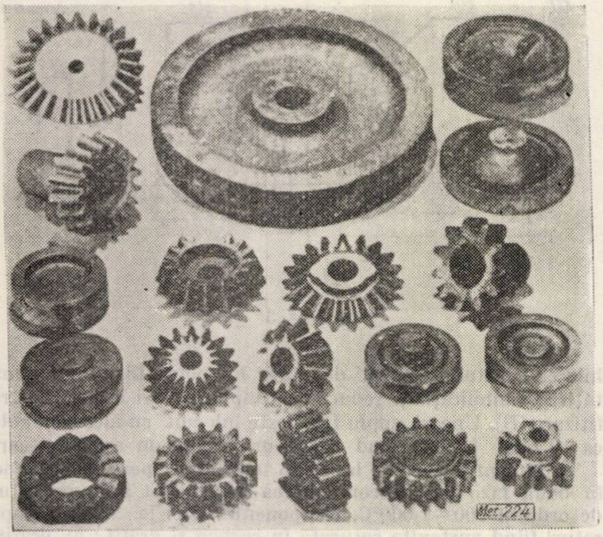


Fig. 5

Călită superficial la 54—56 Rc Fmp este considerată ca avînd o rezistenţă la uzură egală cu a oţelului cementat la 60 Rc [1]. Avînd o călibilitate egală cu a oţelului slab aliat, adîncimea de pătrundere la călirea în ulei poate atinge 12 mm. Faptul că această fontă, la 260—300 HB, are o rezistenţă la uzură destul de bună şi în plus dă rezultate bune atît la călirea superficială, cît şi la cea zonală, a contribuit mult la extinderea deosebită pe care a luat-o în ultimii ani. Dintre numeroasele exemple [3], [4], [5], [6], [11] de piese care au fost trecute la turnarea din Fmp tocmai pentru acest motiv, vom cita : roţi dinţate de lanţ, angrenaje de transmisie, chiulase, arbori cotiţi, culbutoare fără inelul de bronz în alezaj avînd suprafaţa de călcare călită (fig. 5), [6].

Este interesant de semnalat experienţa unei fabrici de maşini agricole care, întîmpinînd greutăţi la executarea unor roţi de angrenaj la tractoare mici, a încercat şi turnarea lor din fontă.

În tabela 5 sînt concretizate rezultatele obţinute la Fc, Fmp şi Fgn [15].

Tabela 5

Materialul	Durata de încercare, h	Sarcina, kg/cm²	Costul, dolari	Observaţii
Fc	10	188	1,24	exfolierea danturii
Fgn	12	188	2,18	laminarea şi turtirea dinţilor
Fmp	72	188	1,73	nici o defecţiune

În aceeaşi ordine de idei, vom menţiona faptul că o serie de fabrici de automobile au trecut la fabricarea arborilor cotiţi în mod exclusiv din Fmp.

Uniformitatea, fineţea, componenţa masei metalice şi forma grafitului, dau acestui material o comportare bună la temperaturi înalte (450—600°C) şi la coroziune. Printre piesele la care aceste proprietăţi sînt indispensabile, sînt şi pistoanele de motoare Diesel, părţi de pompe, zale de lanţ, valve etc. care lucrează în condiţii grele de exploatare şi unde Fmp a dat rezultate care sînt considerate excepţionale.

Un loc cu totul deosebit în lucrările mai noi care se referă la acest material îl constituie prelucrabilitatea bună chiar la durităţi înalte, capacitatea de finisare excepţională şi în sfîrşit faptul că, după prelucrare, piesele nu mai suferă nici un fel de deformări dimensionale. De asemenea, se remarcă şi antigripajul datorită căruia suprafeţele, avînd un grad mare de finisare, nu sînt aderente chiar cînd lucrează la viteze şi presiuni relativ mari [4], [6].

Cele mai bune rezultate la prelucrare se obţin la avansuri mari şi viteze mici [6]. În aceste condiţii, Fmp este 20—40% mai uşor prelucrabilă decît oţelul turnat sau forjat sau decît fonta cu perlită lamelară avînd aceeaşi duritate.

Călită şi revenită, Fmp e prelucrabilă încă în mod admisibil la durităţi de ordinul 260—300 HB.

Rezistenţa înaltă, rezistenţa la uzură, călibilitatea şi îndeosebi capacitatea de călire superficială şi zonală, cum şi prelucrabilitatea bună la durităţi ridicate, au făcut ca acest material, al cărui preţ de cost nu este prea ridicat, să capete în ultimii ani o extindere deosebită.

În ţara noastră, domeniul de aplicare cunoscut, care constă în înlocuirea oţelului laminat, forjat şi turnat, cu Fmp, ar putea fi mult extins prin utilizarea sa la o bună parte din piesele de uzură, care în prezent se execută din bronz [14].

Pentru aceasta însă este necesar ca, pe de o parte, cele cîteva încercări sporadice mai vechi să fie completate cu un studiu temeinic în care să se determine posibilitatea de fabricare cu materialele agregatelor de topire şi tratamentul de care dispunem, iar, pe de altă parte, este necesar ca constructorii noştrii să ia cunoştinţă de existenţa şi posibilităţile pe care Fmp le oferă atît în scopul unor substanţiale îmbunătăţiri calitative, al economisirii unor materiale deficitare, cît şi al unor importante economii de manoperă.

Ing. **Mircea Mustaţă** şi **Crăciun Brătescu**
Comitetul pentru tehnica nouă — Uzinele „Semănătoarea"

---

[1] *Handbook, A.* American Malleable Iron. Cleveland, 1944. [2] *Necrîtii, C. C.* Proizvodstvo covcogo ciuguna. Moscova, Maşghiz, 1945. [3] * * * Malleable Iron Castings. Cleveland, Malleable Founders Soc., 1960. [4] *Joseph, C. F.* Pearlitic Malleable Iron. În : The Britsh Foundryman, nr. 2, 1962. [5] *Joseph, C. F.* Pearlitic Malleable Iron. În : Modern Castings, nr. 10, 1960 şi nr. 3, 1961. [6] * * * Fonta maleabilă perlitică. IDT, dos. 64594 (traducere din : Ingénieurs et techniciens, nr. 145, 1961). [7] *Raşeev, D.* Fonte modificate cu grafit lamelar şi nodular, Bucureşti, Editura tehnică, 1953. [8] *Vascenko, K. L.* şi *Sofroni, L.* Fonte cu grafit nodular. Bucureşti, Editura tehnică, 1957. [9] *Horoşev, I.* Fonta maleabilă manganoasă. În : Turnătoria, nr. 7, 1953. [10] * * * Comment faire la fonte malléable au manganèse. În : Fonderie, nr. 144, 1958. [11] *Fanquembergne, J.* La fonderie dans l'industrie automobile. În : Fonderie, nr. 153, 1958. [12] *Horoşev, I.* Căi pentru obţinerea fontei maleabile cu perlită globulară. În : Turnătoria, nr. 10, 1953. [13] *Finger, W.* şi *Meltmann, I.* Noi îmbunătăţiri în industria de fontă maleabilă. Bucureşti, IDT, caiet selectiv Industria metalurgică, nr. 1, 1961. [14] *Toropanov, A. P.* Fonta maleabilă de antifricţiune, Bucureşti, IDT, fişa SE, vol. IX, Industria metalurgică. [15] * * * Fonta maleabilă perlitică. În : Machinery, nr. 2517, 1961 (IDT, dos. 60869).

Rectificarea sculelor profilate din carburi metalice L. Bolland. În : La Machine Moderne, noiembrie 1962.

Rectificarea la forme precise în confecţionarea : sculelor cu plăcuţe de carburi metaloceramice este foarte costisitoare din cauza preţului ridicat al maşinilor speciale necesare pentru această operaţie. Această operaţie poate fi efectuată însă mai puţin costisitor prin rectificare plană cu pietre de diamant, pe bază de liant din răşină.

Această rectificare se execută pe orice maşină de ascuţit-rectificat cu cap orientabil, prevăzută cu mandrină de ascuţit reglabilă (în minimum trei planuri), folosind pietre cilindrice (fig. 1) de 100 mm diametru şi 4 mm lăţime, cu liant pe bază de răşini, grăunţi 80/100 (pentru finisare se folosesc aceleaşi pietre, dar cu grăunţi de 180/240).

Nu este recomandabil să se folosească pietre din carborundum sau cu lianţi metalici, deoarece pot apărea fisuri.

Confecţionarea pietrei prezintă o deosebită importanţă pentru obţinerea preciziei necesare a punctelor de intersecţie a muchiilor profilului.

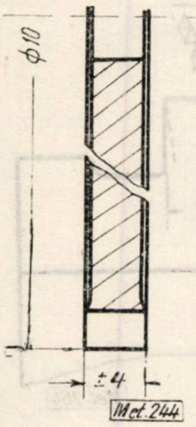


Fig. 1

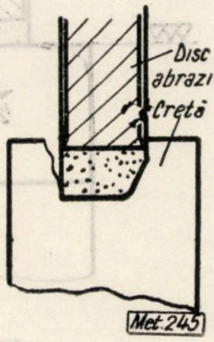


Fig. 2

Pentru controlul profilului este suficient să se ia amprenta lui cu ajutorul unei bucăţi de cretă (de secţiune pătrată, fig. 2) şi să se controleze apoi această formă, corectînd piatra dacă este necesar. Creta se aplică într-un plan trecînd prin axa pietrei, adică într-o poziţie identică cu aceea a sculei faţă de piatră (fig. 3). Acest sistem, deşi foarte simplu, este foarte eficace şi nu produce nici o uzură sau deformaţie a discului de rectificat.

Precizia operaţiei de rectificare depinde de reglarea iniţială a dispozitivului de prindere a sculei şi a discului

Exemplu : se rectifică o sculă a cărei plăcuţă a fost ascuţită cu un unghi de aşezare de 8°, a cărei faţă superioară A este perfect plană şi prelucrată (afară de cele trei unghiuri de degajare de 12°) şi a cărei faţă B a fost rectificată (fig. 4). Se rectifică partea haşurată în figură pînă la aproximativ 0,1 mm de dimensiunile finale (fig. 5).

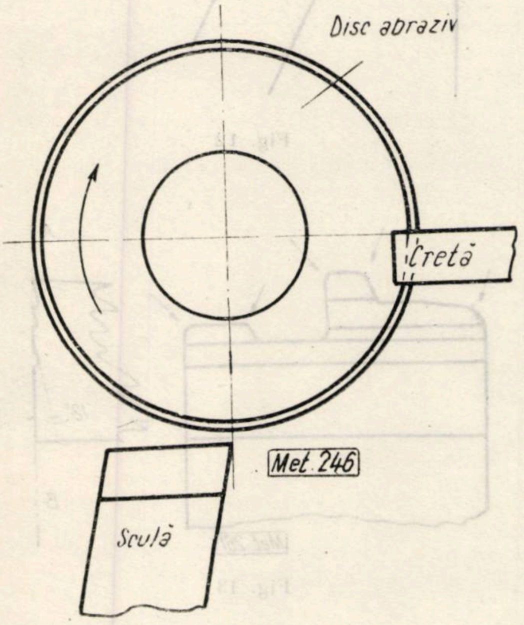


Fig. 3

Partea care se găseşte sub plăcuţă este prelucrată în prealabil după un profil aproximativ, chiar înainte de a fi lipită plăcuţa.

Rectificarea plană se efectuează, de obicei, prin treceri succesive de 0,02 mm adîncime (fig. 6).

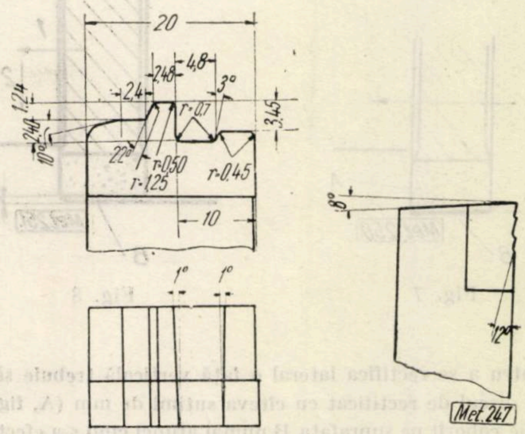


Fig. 4

După efectuarea controlului se vopseşte piesa cu un creion gras, pentru a se putea stabili punctele de contact ale piesei cu discul abraziv. Această operaţie evită accidentele care pot avea loc atunci cînd zgomotul produs la rectificare nu este destul se accentuat pentru a ghida lucrătorul care efectuează operaţia.

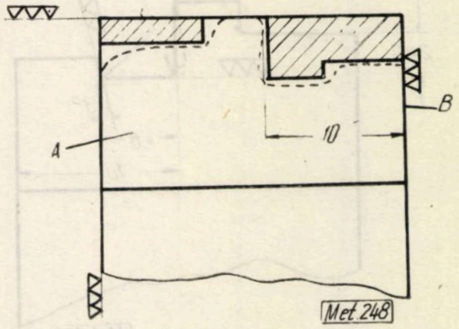


Fig. 5

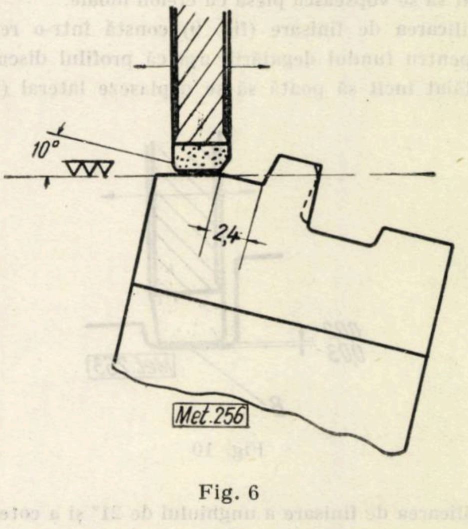


Fig. 6

Ultima trecere se efectuează cu viteza de avans şi de deplasare laterală mică, deoarece calitatea suprafeţei obţinute depinde de aceste viteze.

În timpul rectificării trebuie să se evite trecerea bruscă de la rectificarea unei suprafețe orizontale la una verticală sau executarea unei presiuni mari pe suprafețele verticale (fig. 7).

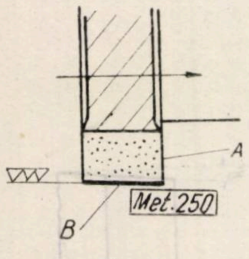


Fig. 7

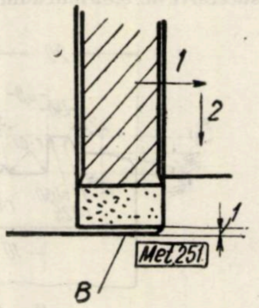


Fig. 8

Pentru a se rectifica lateral o față verticală trebuie să se ridice discul de rectificat cu cîteva sutimi de mm (A, fig. 8) și să fie coborît pe suprafața B numai atunci cînd s-a efectuat deplasarea laterală. Pentru a se obține rezultate bune este suficient să se vopsească piesa cu creion moale.

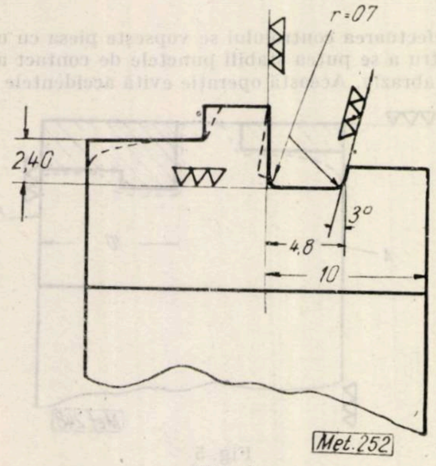


Fig. 9

Rectificarea de finisare (fig. 9) constă într-o rectificare plană pentru fundul degajării, așa că profilul discului este astfel tăiat încît să poată să se deplaseze lateral (fig. 10).

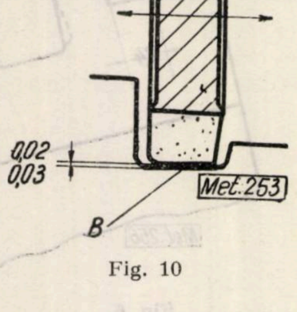


Fig. 10

Rectificarea de finisare a unghiului de 21° și a cotei de 248 mm se efectuează în doi timpi (fig. 11 și 12).

Rectificarea unghiului de 10° și a roții de 2,4 mm se efectuează în treceri succesive, scula fiind înclinată cu 10° (fig. 13).

Pentru a realiza unghiurile de degajare și razele de racordare se vopsesc, cu creion moale, fețele tangente la aceste raze. Fața A și raza R ale unghiului de așezare laterală α sînt prelucrate simultan, scula fiind înclinată cu un unghi egal cu cel de așezare (fig. 15). Piatra, care execută un efort lateral, va fi ușor depărtată de fața B (fig. 14), iar racordarea razei cu aceasta se face la sfîrșit.

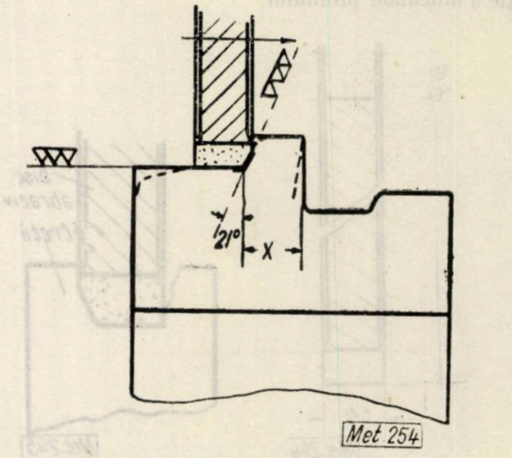


Fig. 11

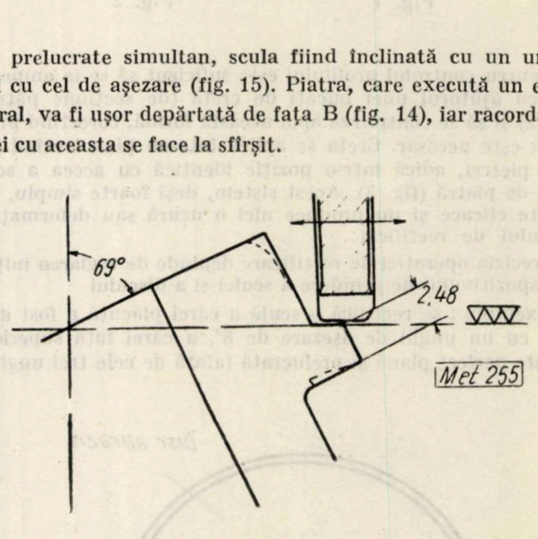


Fig. 12

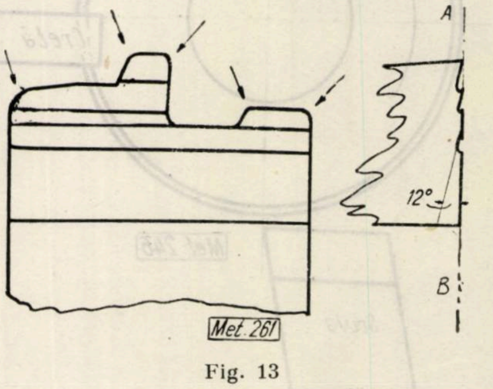


Fig. 13

Cele cinci racordări concave (fig. 16) ar putea fi efectuate prin rectificare, dar este mai simplu să fie finisate manual cu o pilă sau un polizor. Dacă razele de racordare sînt mari se taie în prealabil muchiile cu discul de rectificat și apoi se finisează manual.

Cele trei unghiuri de degajare de 12° se efectuează cu o piatră de rectificat, avîndu-se grijă să se păstreze cele trei tăişuri în acelaşi plan orizontal (A, D, fig. 16).

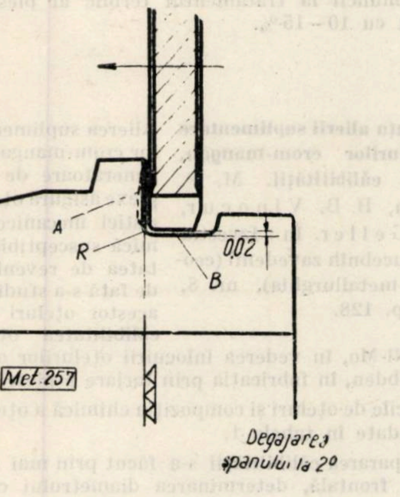


Fig. 14

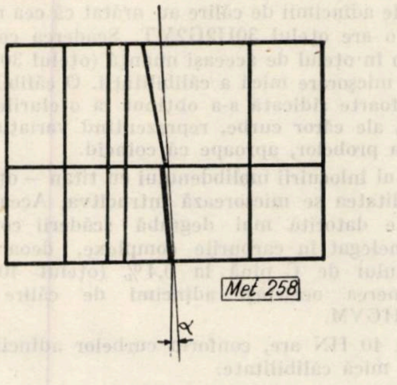


Fig. 15

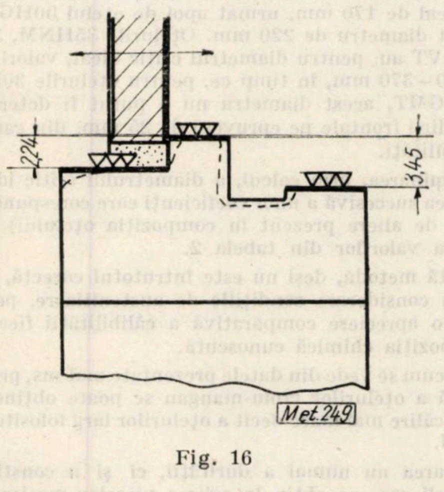


Fig. 16

Acest sistem permite profilarea sculelor din carburi metalice într-un timp scurt (un lucrător experimentat poate rectifica, în opt ore, trei scule cu toleranţe strînse).

Un nou regim de tratament termic al pieselor masive, forjate din oţeluri aliate B.A. Leontiev, V.F. Zubarev. În : Izvestia vîsşih ucebnîh-zavedenii (ceornaia metallurghia), nr. 8, 1962, p. 135.

Tratamentul termic aplicat pieselor masive forjate urmăreşte scopul de a preveni apariţia fulgilor şi de a asigura oţelului proprietăţi mecanice corespunzătoare.

Susceptibilitatea oţelului de a forma fulgi este determinată de prezenţa hidrogenului şi este mărită de următorii factori : *1*—tensiunile interne, termice şi structurale ; *2* — incompleta descompunere a austenitei în procesul tratamentulni termic ; *3* — micşorarea proprietăţilor de plasticitate ; *4* — metastabilitatea carburilor ; *5* — segregaţia neuniformă.

În prezenta lucrare s-au studiat regimurile raţionale de tratament termic al pieselor masive forjate din oţeluri mediu şi înalt aliate, regimuri care să excludă pericolul de apariţie a fulgilor chiar la o durată minimă a tratamentului. În acest scop au fost experimentate, la uzina de construcţii de maşini grele „Jdanov", patru regimuri de tratament termic al pieselor forjate cu diametrul de 800 mm şi lungimea de 1000 mm, din oţelurile 50HN (Cr-Ni), 60HN (Cr-Ni), 60NG (Cr-Mn) şi 5HNV (Cr-Ni-W).

În urma experienţelor şi a consideraţiilor teoretice, la uzinele „Jdanov" a fost pus la punct şi introdus un nou regim de tratament termic care, în comparaţie cu regimul aplicat anterior, are următoarele particularităţi :

1. Înainte de austenitizare a fost introdusă o menţinere izotermă la 720—750°C, în scopul stabilizării şi globulizării carburilor, care determină obţinerea, în partea centrală a piesei, a unei structuri perlitice globulare, o mai completă şi rapidă descompunere a austenitei şi, de asemenea, egalizarea temperaturii pe întreaga secţiune a piesei. Timpul de menţinere la temperatura de austenitizare a putut fi scurtat, în acest fel, pînă la o oră pentru fiecare 100 mm secţiune de piesă.

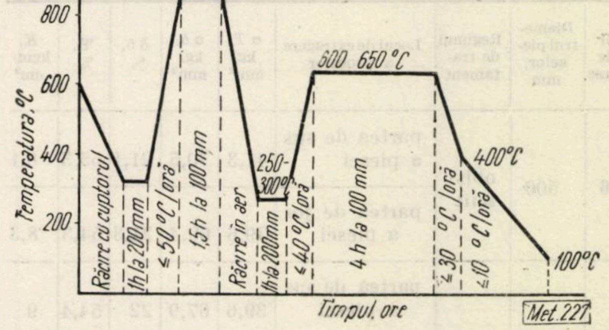


Fig. 1

2. Aplicarea unei răciri ciclice a piesei după austenitizare, care asigură o mai deplină descompunere a austenitei şi eliminarea hidrogenului din soluţia solidă, la temperaturi care depăşesc pragul de formare a fulgilor. Revenirea oţelului la 600—650°C, după fiecare subrăcire pînă la 250—300°C, trebuie să asigure înlăturarea tensiunilor provocate de transformările structurale, eliminarea hidrogenului şi asigurarea unor răciri uniforme.

3. Creşterea vitezelor de încălzire şi răcire a pieselor forjate în fiecare etapă aparte a tratamentului termic—după datele experimentale obţinute — nu influenţează negativ asupra proprietăţilor.

După acest nou regim au fost tratate un mare număr de piese forjate, cu diametrul de la 500—1 600 mm, din oţelurile 35HNM (Cr-Ni-Mo), 50HN (Cr-Ni), 5HNV (Cr-Ni-W) şi 18HNVA (Cr-Ni-W). În piesele prelucrate după acest regim n-au apărut fulgi, iar proprietăţile de plasticitate au crescut, în timp ce proprietăţile de rezistenţă s-au micşorat întrucîtva (tabela 1).

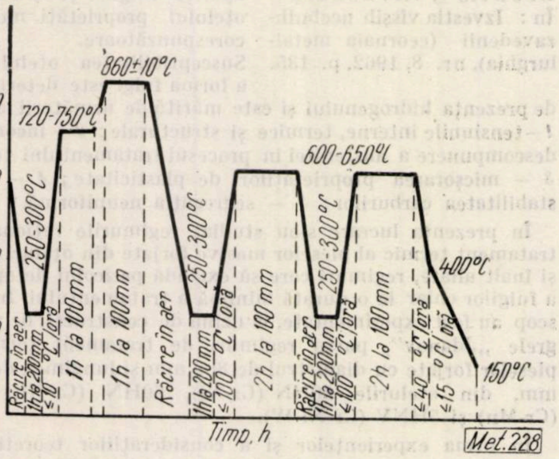


Fig. 2

Introducerea noului regim de tratament termic conduce la micşorarea timpului de tratament cu 10—15% (tabela 2).

Tabela 1

Proprietăţile mecanice ale oţelului 35HNM, după regimul obişnuit şi noul regim (pe probe extrase la distanţa de 1/3.r de suprafaţă)

Nr. de piese	Diametrul pieselor, mm	Regimul de tratament	Locul de extragere a probelor	σ *T*, kg/mm²	σ *b*, kg/mm²	δ 5, %	Ψ, %	*K*, kgm/cm²
6	500	obişnuit	partea de sus a piesei	41,3	70,5	21,1	55,3	8,1
			partea de jos a piesei	39,6	69,4	21,8	54,3	8,3
6	500	nou	partea de sus a piesei	39,6	67,9	22	54,4	9
			partea de jos a piesei	37,1	63,9	24,1	55,9	10,2

Tabela 2

Datele comparative asupra duratei de tratament termic

Marca oţelului	Diametrul piesei	Durata procesului, h	Marca oţelului	Diametrul piesei	Durata procesului, h
regimul obişnuit			*regimul experimental*		
35HNM	515	156	35HNM	500	109
5HNV	855	147	18HNVA	840	136
5HNV	1 205	178	5HNV	1 190	159
5HNV	1 280	211	5HNV	1 300	174

Concluzii.

1. Noul regim de tratament termic al pieselor masive forjate din oţel aliat de construcţie se deosebeşte de cel obişnuit prin introducerea unei menţineri izoterme la temperatura subcritică, răcirea ciclică după austenitizare, şi o mai mare viteză de încălzire şi răcire a pieselor în diferite etape ale tratamentului termic.

2. Noul regim propus asigură obţinerea unor proprietăţi de plasticitate mai ridicate şi micşorează pericolul de apariţie a fulgilor.

3. Ca rezultat al introducerii noului regim, productivitatea muncii la tratamentul termic al pieselor forjate a crescut cu 10—15%.

N.D.

Influenţa alierii suplimentare a oţelurilor crom-mangan, asupra călibilităţii. M. P. Braun, B. B. Vinocur, A. L. Geller. În : Izvestia vîsşih ucebnîh zavedenii (ceornaia metallurghia), nr. 8, 1962, p. 128.

Alierea suplimentară a oţelurilor crom-mangan cu elemente generatoare de carburi complexe asigură oţelurilor caracteristici mecanice ridicate şi o mică susceptibilitate la fragilitatea de revenire. În lucrarea de faţă s-a studiat călibilitatea acestor oţeluri comparativ cu călibilitatea oţelurilor Cr-Ni şi Cr-Ni-Mo, în vederea înlocuirii oţelurilor aliate cu nichel şi molibden, în fabricaţia prin forjare a pieselor masive.

Mărcile de oţeluri şi compoziţia chimică a oţelurilor studiate sînt redate în tabela 1.

Compararea călibilităţii s-a făcut prin mai multe metode : călirea frontală, determinarea diametrului critic de călire cu ajutorul monogramei lui Blanter, determinarea diametrului critic ideal prin calcul, şi suprapunerea curbelor vitezei de răcire a barelor cu diametre diferite peste diagramele termocinetice ale oţelurilor respective.

Curbele adîncimii de călire au arătat că cea mai bună călibilitate o are oţelul 30H2G2MT. Scăderea conţinutului de Cr şi Mn în oţelul de aceeaşi nuanţă (oţelul 30H2GMT) provoacă o micşorare mică a călibilităţii. O călibilitate, de asemenea, foarte ridicată s-a obţinut la oţelurile 30HGVM şi 35HNM, ale căror curbe, reprezentînd variaţia durităţii pe lungimea probelor, aproape că coincid.

În cazul înlocuirii molibdenului cu titan — oţelul 30HGVT — călibilitatea se micşorează întrucîtva. Această micşorare însă este datorită mai degrabă scăderii conţinutului de carbon nelegat în carburile complexe, deoarece creşterea conţinutului de C pînă la 0,4% (oţelul 40HGVT) duce la obţinerea aceleiaşi adîncimi de călire ca şi a oţelului 30HGVM.

Oţelul 40 HN are, conform curbelor adîncimii de călire, cea mai mică călibilitate.

Prin determinarea diametrului critic ideal, cu ajutorul nomogramei lui Blanter (vezi „Tratamentul termic al oţelului" de A. P. Guliaev, Editura tehnică, 1961, p. 278), s-a constatat că cea mai mică călibilitate o are oţelul 40HN, diametrul critic ideal de 170 mm, urmat apoi de oţelul 30HGVT, care are acest diametru de 220 mm. Oţelurile 35HNM, 30HGVM şi 40HGVT au, pentru diametrul critic ideal, valori cuprinse între 350—370 mm, în timp ce, pentru oţelurile 30H2G2MT şi 30H2GMT, acest diametru nu a putut fi determinat în urma călirii frontale pe epruvete de 25 mm, din cauza marii lor călibilităţi.

Determinarea, prin calcul, a diametrului critic ideal (prin înmulţirea succesivă a unor coeficienţi care corespund fiecărui element de aliere prezent în compoziţia oţelului) a dus la obţinerea valorilor din tabela 2.

Această metodă, deşi nu este întrutotul corectă, deoarece nu ia în considerare condiţiile de austenitizare, permite să se facă o apreciere comparativă a călibilităţii fiecărui oţel cu compoziţia chimică cunoscută.

După cum se vede din datele prezentate mai sus, prin alierea raţională a oţelurilor crom-mangan se poate obţine o adîncime de călire mai mare decît a oţelurilor larg folosite 35HNM şi 40HN.

Evaluarea nu numai a durităţii, ci şi a constituenţilor structurali care se obţin la călirea pieselor masive, se face în modul cel mai corect prin suprapunerea curbelor vitezelor de răcire a probelor cu diametre diferite peste diagrama termocinetică a oţelului respectiv. În lucrare, autorii analizează pe larg structurile obţinute în urma călirii în ulei a pieselor cu diametrul de 900, 700 şi 500 mm, în cazul fiecărui

Tabela 1

Oţelul	Nuanţa	C	Si	Mn	Cr	W	Mo	Ti	Ni
30HGVT	Cr-Mn-W-Ti	0,33	0,42	1,17	1,15	0,77	—	0,09	0,20
30HGVM	Cr-Mn-W-Mo	0,31	0,25	1,05	1,15	0,83	0,24	—	0,23
30H2GMT	Cr-Mn-Mo-Ti	0,28	0,32	1,10	1,84	—	0,49	0,08	0,35
30H2G2MT	Cr-Mn-Mo-Ti	0,31	0,47	1,52	2,05	—	0,35	0,12	0,21
40HGVT	Cr-Mn-W-Ti	0,41	0,53	0,96	1,21	0,82	—	0,08	0,23
40HN	Cr-Ni	0,39	0,33	0,59	1,25	—	—	—	0,56
35HNM	Cr-Ni-Mo	0,37	0,24	0,69	1,65	—	0,29	—	1,73

oţel studiat. Redăm analiza cazurilor extreme: oţelurile 40HN şi 30H2G2MT.

La călirea pieselor cu diametrul de 900 mm, din oţelul 40HN, în întreaga masă a metalului se produce transformarea perlitică, şi numai aproape de suprafaţă austenita se transformă, parţial, şi în bainită (fig. 1). În cazul călirii pieselor cu diametrul de 700 mm se obţine un amestec de perlită şi bainită chiar în straturile mai adînci, de exemplu la distanţa 1/3.r de suprafaţă. În marea masă a metalului se produce însă numai transformarea de tip perlitic, care nu poate asigura proprietăţi mecanice la fel de bune în întreaga secţiune, cum se obţin în urma transformării bainitice sau perlito-bainitice.

Tabela 2

Oţelul	Diametrul critic ideal, mm	
	pentru evitarea transformării perlitice	pentru evitarea transformării perlitice
30HGVT	591	296
30HGVM	715	136
30H2GMT	885	310
30H2G2MT	1 440	570
40HGVT	670	200
40HN	246	207
35HNM	485	203

În urma călirii unei piese cu diametrul de 500 mm, transformarea perlito-bainitică se produce în aproape întreg volumul piesei, şi doar în centrul piesei se obţine numai perlită. Pentru a evita complet transformarea perlitică în oţelul 40HN, este nevoie fie de a micşora diametrul piesei, fie de a înăspri mediul de călire.

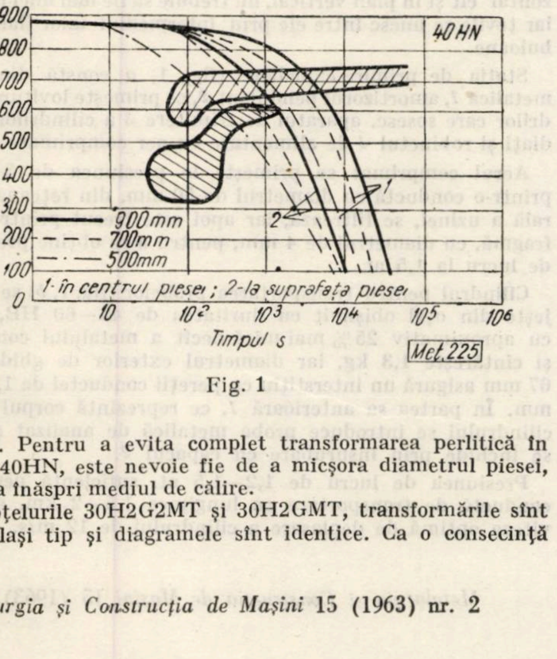


Fig. 1

La oţelurile 30H2G2MT şi 30H2GMT, transformările sînt de acelaşi tip şi diagramele sînt identice. Ca o consecinţă a unei alieri mai înalte, domeniile transformării perlitice şi bainitice sînt deplasate mai la dreapta (fig. 2). La călirea pieselor cu diametrul de 900 mm, structura perlito-bainitică se obţine în centrul piesei pînă la distanţa 2/3.r de suprafaţă în restul volumului se obţine o structură pur bainitică, ceea ce duce la obţinerea unui complex bun de proprietăţi mecanice. La călirea pieselor cu diametrul de 700 mm, transformarea perlitică este înlăturată complet, chiar şi în centrul piesei. În cazul călirii pieselor cu diametrul de 500 mm, în întreaga secţiune se produce transformarea piesei după tip bainitic, iar în straturile superficiale se obţine chiar o structură martensito-bainitică.

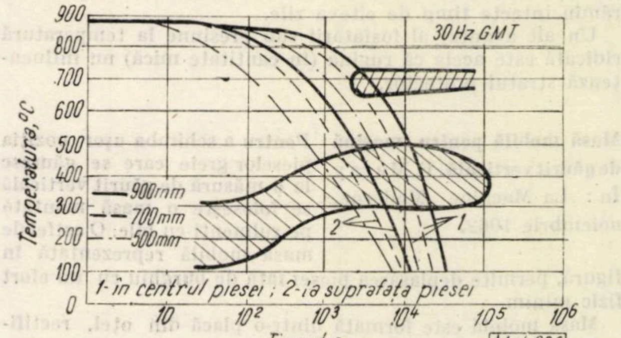


Fig. 2

Concluzii.

1. Călibilitatea oţelurilor crom-mangan aliate suplimentar cu elemente care formează carburi complexe este aşa de mare, încît prin metoda călirii frontale pe epruvete de 25 mm nu se poate determina valoarea diametrului critic. Călibilitatea cea mai bună s-a constatat la oţelurile 30H2G2MT şi 30H2GMT. Călibilitatea oţelurilor 30HGVM 40HGVT şi 35HNM este aproximativ aceeaşi. Întrucîtva mai mică este călibilitatea oţelului 30HGVT, iar călibilitatea cea mai mică o are oţelul 40HN.

2. Determinarea călibilităţii prin metoda înmulţirii succesive a coeficienţilor multiplicatori dă o distribuire analogă a diametrelor critice.

3. Cele mai precise rezultate pentru determinarea călibilităţii se obţin prin suprapunerea curbelor vitezelor de răcire a pieselor cu secţiuni diferite peste diagramele termocinetice.

4. Datele obţinute dovedesc posibilitatea aplicării oţelurilor crom-mangan în locul oţelurilor crom-nichel, în scopul economisirii nichelului deficitar.

N.D.

Protecţia oţelurilor la temperaturi înalte prin fosfatare A. Hache. În: La Technique Moderne, nr. 11, 1962.

Fosfatarea oţelurilor se efectuează în general la temperatura de 100°C. Practic, temperatura băii se menţine cu greutate la această temperatură fără să se producă fierberea care impurifică stratul depus, ridicînd la suprafaţă noroiul care se află în fundul băii.

S-a constatat că, în ceea ce priveşte rezistenţa la coroziune, calităţile protectoare ale stratului de fosfaţi cresc cu temperatura la care se efectuează fosfatarea ; s-au făcut încercări pentru ca fosfatarea să se efectueze sub presiune, pentru a se putea depăşi, temperatura de 100°C fără a se provoca fierberea băii, utilizîndu-se o autoclavă în care se poate atinge o presiune de 1,4 kgf la o temperatură de 125°C.

Epruvete tratate la aceeaşi durată de 30 min şi într-o baie de aceeaşi compoziţie fie prin metoda obişnuită, fie sub presiunea la 125°C, au fost expuse timp de două luni la temperaturi în atomosferă rurală umedă. S-a constatat că, după această durată de expunere, primele erau corodate iar celelalte intacte ; ambele serii de epruvete nu au fost tratate suplimentar (impregnare cu ulei sau vopsire).

S-a experimentat de asemenea comportarea în apa de mare, prin metoda imersiunilor alternate, pe o serie de probe de oţel fosfatate prin cele două metode. Probele fosfatate în mod obişnuit prezintă corodări încă din primele ore de expunere în acest mediu iar acelea fosfatate sub presiune rămîn intacte timp de cîteva zile.

Un alt avantaj al fosfatării sub presiune la temperatură ridicată este acela că rugina (în cantitate mică) nu influenţează stratul protector.

Masă mobilă pentru maşină de găurit verticală. F. Muray. În : La Machine Moderne, noiembrie 1962.

Pentru a schimba uşor poziţia pieselor grele care se găuresc la o măsură de găurit verticală se foloseşte o masă montată pe rulmenţi cu bile. O astfel de masă mobilă reprezentată în figură, permite deplasarea piesei faţă de burghiu cu un efort fizic minim.

Masa mobilă este formată dintr-o placă din oţel, rectificată pe ambele părţi, sprijinită în cele patru colţuri şi în mijloc pe cîte un ansamblu de rulmenţi cu bile (secţiunea $A-A$). Deasupra fiecărui rulment este fixată o placă B din oţel călit, rectificată. Bila este reţinută într-o gaură practicată în blocul de montare B. Pe laturile plăcii sînt fixate benzile de neopren D care păzesc bilele de contactul cu şpanul.

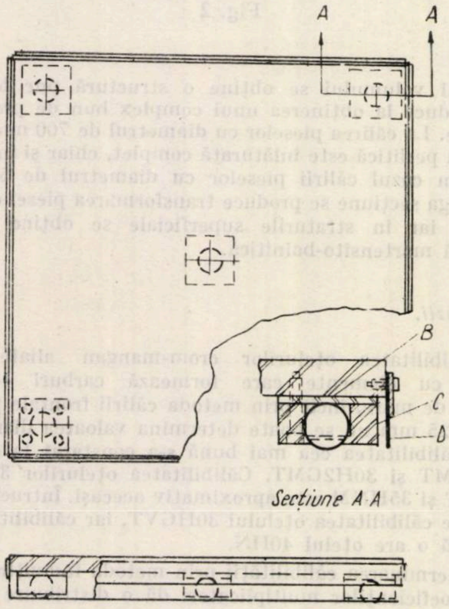


Fig. 1

Transportul pneumatic al probelor de oţel la uzinele metalurgice. S. A. Nazarov. În: Zavodskaia Laboratoria, nr. 11, 1962.

Actualele metode de elaborare rapidă a şarjelor în furnale înalte şi în cuptoarele de topire a oţelului impun efectuarea rapidă a analizelor metalului în timpul proceselor metalurgice de topire şi turnare.

În aceste condiţii, transportarea rapidă a probelor de metal de la agregatele productive la laboratoarele de analiză prezintă o deosebită importanţă.

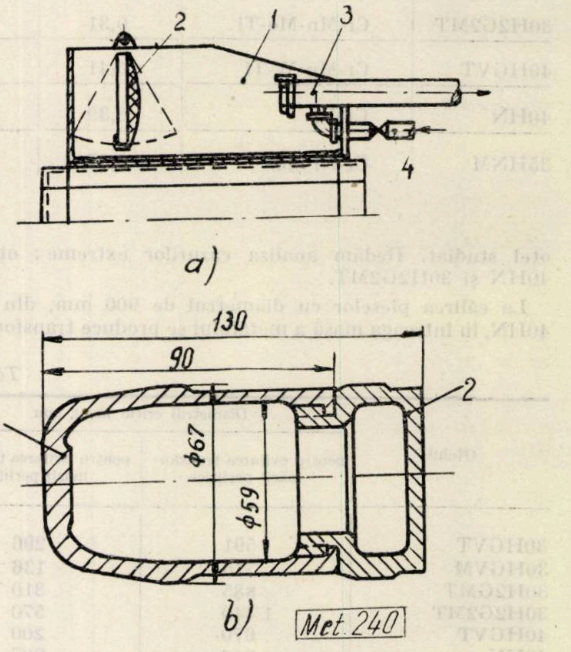


Fig. 1

În articol se arată că la Combinatele Metalurgice din U.R.S.S. a fost soluţionată această problemă prin adoptarea transportului pneumatic al probelor. Instalaţia pneumatică de transport este formată din : conducta de transport, staţiile de primire-expediere, situate la capetele acesteia, cilindrul pentru transportul probelor, filtre pentru îndepărtarea umidităţii din aerul comprimat, aparate pentru automatizare şi semnalizare optică şi acustică.

Conducta de transport se execută din ţevi de oţel cu diametrul interior de 70 mm şi grosimea peretelui de 3—4 mm. Razele de curbură ale traseului conductei, atît în plan orizontal cît şi în plan vertical, nu trebuie să fie mai mici de 2 m, iar ţevile se unesc între ele prin intermediul unor flanşe cu buloane.

Staţia de primire-expediere (fig. 1, *a* constă din cutia metalică *1*, amortizorul pendulant *2*, ce primeşte lovitura cilindrilor care sosesc, aparatul de trimitere *3* a cilindrilor expediaţi şi robinetul *4* de alimentare cu aer comprimat.

Aerul comprimat se primeşte la presiunea de 5—6 at printr-o conductă cu diametrul de 50 mm, din reţeaua generală a uzinei, se filtrează, iar apoi este trecut printr-o diafragmă, cu diametrul de 4 mm, pentru a se obţine presiunea de lucru la 1,5 at.

Cilindrul pentru transportarea probelor (fig. 1, *b*) se strunjeşte din oţel obişnuit cu duritatea de 45—60 HB, adică cu aproximativ 25 % mai mică decît a metalului conductei şi cîntăreşte 1,3 kg, iar diametrul exterior de ghidare de 67 mm asigură un interstiţiu cu pereţii conductei de 1,5—2,5 mm. În partea sa anterioară *1*, ce reprezintă corpul gol al cilindrului se introduce proba metalică de analizat şi apoi se închide prin înşurubare cu capacul *2*.

Presiunea de lucru de 1,2—1,5 at, suficientă pentru o conductă de transportare cu lungimea 1,5—2 km, asigură viteza optimă de deplasare a cilindrului de 12 m/s.

În perioada inițială de exploatare, se recomandă ungerea periodică a conductei, prin introducerea de ulei pulverizat o dată cu aerul comprimat.

În ceea ce privește eficacitatea economică a instalației se arată că, numai la Combinatul Metalurgic din Kuznețk, introducerea transportului pneumatic al probelor a adus economii anuale în valoare de 8 000 ruble, eliberînd totodată șase oameni.

D.M.

Dispozitiv hidraulic pentru măsurarea unghiului de torsiune. În : Ölhidraulik und Pneumatic, martie 1962. Dispozitivele mecanice, optice sau electrice, folosite pînă în prezent pentru măsurarea unghiului de torsiune a unui arbore care transmite un cuplu — unghi foarte mic — sînt complicate și cu o mînuire greoaie. Dispozitivul hidraulic arătat în figură este de construcție foarte simplă și permite măsurarea unghiurilor foarte mici de torsiune, chiar atunci cînd arborele se învîrtește.

Acest dispozitiv transformă micșorarea volumului unui lichid, datorită cuplului de torsiune care ia naștere, într-o mărime proporțională care poate fi măsurată cu o amplificare cît mai mare posibil, astfel încît să permită o citire cît mai exactă. El se compune, în principal, dintr-un corp care se rotește *1*, solidar cu extremitatea arborelui *2*, care transmite cuplul ; arborele de măsură fix *3* este solidarizat prin pana *5* cu o placă *4*, găurită, mobilă, în raport cu corpul *1*. O placă *6*, confecționată din material plastic, în care sînt opt alveole *7*, este fixată pe placa *4*, împreună cu placa *8* prevăzută cu paletele *9* pentru a asigura etanșeitatea. În partea opusă a arborelui este fixat, pe corpul *1*, placa *11* prevăzută cu paletele *12*.

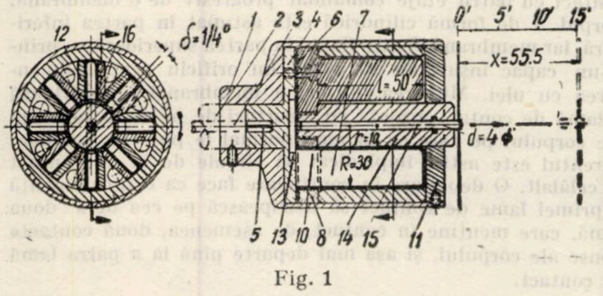


Fig. 1

Atunci cînd se transmite un moment de torsiune de către arborele *2*, plăcii *11*, prin intermediul corpului *1*, paletele *12* au o mișcare relativă față de paletele fixe *9*, ceea ce produce o compresiune a uleiului *10*, care se află în alveolele *7*. Această compresiune este transmisă — prin canalizația *13* — cilindrului de măsură *14*, unde provoacă o deplasare a pistonului *15* ; această deplasare este proporțională cu torsiunea și servește la măsurarea unghiului de torsiune a arborelui sau — dacă caracteristicile tehnologice ale acestuia sînt cunoscute — la măsurarea transmisiei. La acest dispozitiv, o deplasare a pistonului de 55,5 mm corespunde unui unghi de torsiune de 0,90° ceea ce asigură o mare precizie în determinarea acestui unghi.

Cuțite turnate pentru freze asamblabile. M. O. Bloh. În : Stanki i Instrument, nr. 10, 1962. Pentru a se micșora consumul de oțel rapid și volumul de muncă al prelucrărilor mecanice, la Uzina constructoare de mașini de frezat din orașul Gorki — U. R. S. S., cuțitele pentru frezele asamblabile se confecționează prin turnare.

Turnarea are loc în coji presate, executate cu instalația de formare UOFP-2. Pentru realizarea cojilor se utilizează — după tehnologia obișnuită — următorul amestec de formare : 94,5 % nisip cuarțos, 1KOO63A (GOST 2138-56), 5 % praf de bachelită și 0,5 % umezitor (petrol lampant).

Oțelul rapid R-18, după ce a fost topit într-un cuptor electric de înaltă frecvență, cu capacitatea de 60 kg, s-a turnat la temperatura de 1 520—1 550°C într-o formă asamblată (fig. 1).

Cuțitele turnate (fig. 2) se recoc, după înlăturarea rețelei de turnare, după următorul regim : încărcarea în cuptor la temperatura de 400—500°C, ridicarea temperaturii, cu viteza de 40—50°C pe oră, pînă la 900°C și menținerea acestei temperaturi timp de șase ore, răcirea cuptorului, cu viteza de 30—40°C pe oră pînă la 740—750°C și menținerea acestei temperaturi timp de șase ore, răcirea în continuare, cu aceeași viteză, pînă la temperatura de 450—550°C, iar apoi răcirea completă în aer.

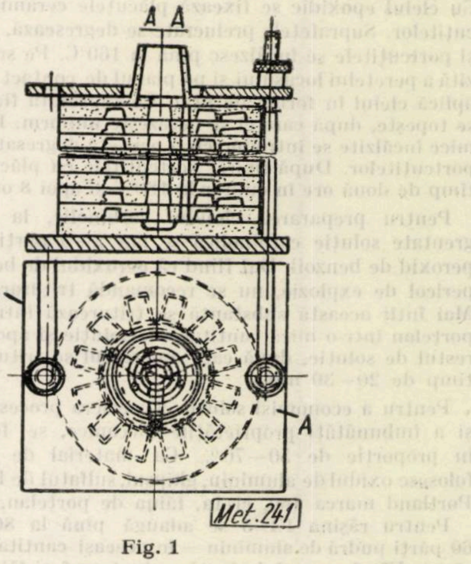


Fig. 1

Urmează călirea cuțitelor la temperatura de 1 280°C și o triplă revenire timp de o oră la temperatura de 560°C. Suprafața anterioară a cuțitelor se șlefuiește pe o mașină de șlefuit plan, prevăzută cu masă magnetică ; după aceea, cuțitele se demagnetizează și, după montarea în corpul frezei, se ascut.

Frezele asamblate, cu diametrul de 125 mm (fig. 3), s-au supus încercării pe mașina de frezat orizontal de tipul 6H82, în următoarele condiții tehnologice, indicate de autor : viteza de așchiere, $v = 29,5$ m/min ; avansul, $s = 300$ mm/min ; adîncimea de așchiere, $t = 3$ mm ; avansul pe dinte, $s_z = 0,29$ mm/dinte ; materialul frezat — oțel 45 cu duritatea 197HB ; lățimea de frezare — 70 mm ; lungimea totală de frezare — 12 m.

Înainte de începerea operației de frezare, s-a măsurat uzura frezei și s-a constatat că nu trece de 0,05 mm.

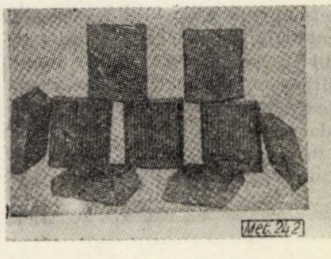


Fig. 2

Fig. 3

După efectuarea a 30 de treceri, s-a măsurat uzura frontală radială și unghiulară a frezei, găsindu-se în mod corespunzător următoarele valori : 0,201 ; 0,51 și 0,497 mm

Freza-etalon, prevăzută cu cuțite executate prin prelucrare mecanică din oțel rapid R18 laminat, exploatată în condiții similare, s-a caracterizat prin uzuri mai pronunțate : frontală — 0,25 mm ; radială — 0,52 mm și unghiulară — 0,52 mm.

În concluzie se arată că cuțitele turnate în coji permit micșorarea consumului de oțel rapid 48 % și a prețului de cost cu 50 %, în comparație cu cele confecționate prin prelucrări mecanice din oțel rapid laminat sau forjat.

D.M.

Utilizarea cleiului sintetic în industria metalurgică. Mașinostroitel, nr. 9, 1962, p. 36.

La uzina de tractoare din Volgograd, pentru încleierea diverselor piese se utilizează cleiul sintetic 88-N, cleiurile fenolformaldehidice BF-2 și BF-4, cleiul de carbinol și cleiurile ED-5 și ED-6 pe bază de rășini epoxidice.

Cleiul carbinolic se folosește de mai multă vreme pentru lipirea plăcuțelor abrazive care se utilizează la honuire. Cu cleiul epoxidic se fixează plăcuțele ceramice de suporții cuțitelor. Suprafețele prelucrate se degresează, apoi plăcuțele și portcuțitele se încălzesc pînă la 160°C. Pe suprafața încălzită a peretelui locașului și pe planul de contact al plăcuței se aplică cleiul în formă de praf. Pe suprafața fierbinte, praful se topește, după care el se netezește uniform. Plăcuțele ceramice încălzite se introduc cu o pensetă degresată în locașurile portcuțitelor. După lipire, portcuțitele cu plăcuțe se mențin timp de două ore în cuptor la 180°C și apoi 8 ore, în aer.

Pentru prepararea cleiului carbinolic, la 100 părți în greutate soluție carbinolică se iau 2—3 părți (în greutate) peroxid de benzoil. Dat fiind că peroxidul de benzoil prezintă pericol de explozie, nu se recomandă triturarea lui uscată. Mai întîi această substanță se triturează într-un mojar de porțelan într-o mică cantitate de soluție și apoi se introduce restul de soluție, după care amestecul se triturează cu grijă timp de 20—30 min.

Pentru a economisi soluția, a accelera procesul de încleiere și a îmbunătăți proprietățile mecanice, se folosesc aditivi în proporție de 50—70%. Ca material de umplutură se folosesc oxidul de aluminiu, ghipsul, sulfatul de bariu, cimentul Portland marca 400, creta, făina de porțelan, argila.

Pentru rășina ED-5 se adaugă pînă la 80 părți grafit, 60 părți pudră de aluminiu — în aceeași cantitate ca și pentru rășina ED-6 — praf de fontă, azbest praf și făină de porțelan pînă la 200 părți ciment Portland.

Coeziunea compozițiilor epoxidice cu oțel și fontă devine deosebit de durabilă în cazul în care se adaugă ca material de umplutură praf de fontă (200 părți în greutate) și ciment, cu aluminium — atunci cînd se adaugă făină de cuarț și cupru — atunci cînd se adaugă pudră de bronz; cele care conțin făină de cuarț au duritatea maximă. Materialele de adaos trebuie să fie absolut uscate. astfel încît înainte de utilizare se usucă la 110—120°C timp de 2—3 ore.

La prepararea masticurilor epoxidice rășina se încălzește pînă la temperatura de 50—60°C, la care rășina devine fluidă. În această stare ea se cîntărește într-un vas de porțelan sau metalic. Apoi, la această temperatură se introduce dibutilftalatul, ingredientele fiind bine amestecate timp de 5—7 min. În amestecul obținut se introduce cantitatea necesară de material de adaos, iar amestecarea continuă timp de 5 min. Amestecul preparat de rășină epoxidică, plastifiant și material de umplutură, poate fi conservat multă vreme la temperatura de cameră, în ambalaje bine închise. Înainte de utilizare se introduce agentul de solidificare. După introducerea agentului de solidificare, compozițiile epoxidice se pot utiliza la temperatură de cameră, timp de cel mult o oră. Rășinile epoxidice dibutilftalatul și agenții de solidificare (polietilenpoliamină, reziduul de bază a hexametilendiaminei) se conservă în ambalaje ermetice, într-o încăpere uscată și rece.

J. T.

Ax cu came în cap. În: Automobile Engineer, septembrie 1962.

Cu toate că folosirea axului cu came în cap este preferată din cauza reducerii greutății pieselor în mișcare alternativă ale distribuției unui motor cu ardere internă, înălțimea totală mărită sau lățimea mărită a motorului astfel echipat constituie un inconvenient.

În Anglia s-a brevetat un ax cu came (fig. 1) care acționează asupra părții inferioare a culbutorului clasic, acționat în mod normal printr-o tijă împingătoare. Tachetul alunecă într-o bucșă care este filetată la exterior și înșurubată în brațul culbutorului. Jocul maxim între capătul acestei bucșe și capul tachetului este deci jocul la supapă. În partea superioară a bucșei filetate este un șanț pentru șurubelniță, în scopul reglării jocului; asigurarea se face cu o piuliță. Unul dintre avantaje este acela că ajustajul alunecător al tijei tachetului în bucșă permite rotația acestuia.

I. N.

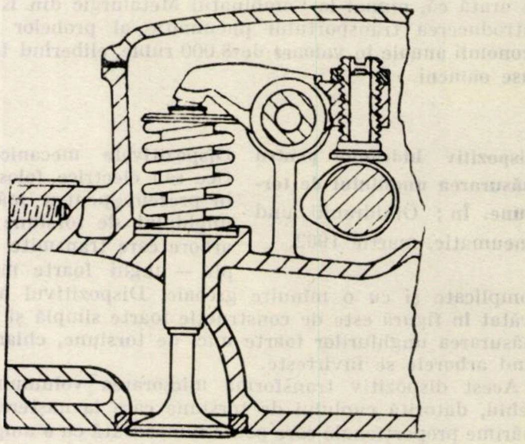


Fig. 1

Lampă avertizoare la scăderea presiunii de ulei. În: Automobile Engineer, septembrie 1962.

Se consideră că, deoarece presiunea minimă necesară pentru ungerea unui motor cu ardere internă variază cu turația, sistemul obișnuit de lampă avertizoare—sensibil la o singură presiune minimă — nu constituie o protecție suficientă împotriva acestei defecțiuni. În figură este reprezentat un contact cu patru etaje comandat progresiv de o membrană. Corpul *A* de formă cilindrică este astupat în partea inferioară, iar membrana *B* este fixată la partea superioară — printr-un capac înșurubat *C* avînd un orificiu pentru alimentarea cu ulei. Mișcarea inițială a membranei îndepărtează o lamă de contact armată cu resorturi de pe două contacte ale corpului pe care ea în mod normal le pune în contact; curentul este astfel împiedicat să circule de la un contact la celălalt. O deplasare în continuare face ca o proeminență a primei lame de contact să dezlipească pe cea de-a doua lamă, care menține în contact, de asemenea, două contacte opuse ale corpului, și așa mai departe pînă la a patra lamă de contact.

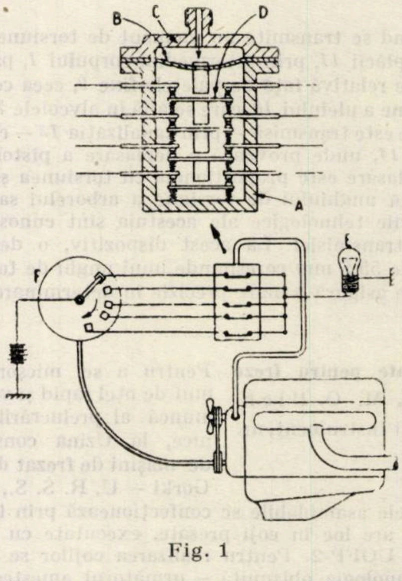


Fig. 1

Fiecare dintre aceste patru etaje este legat independent în circuitul lămpii *E* peste un comutator selectiv *F* influențat de turație, care poate fi acționat combinat cu turometrul motorului. Lampa unică se aprinde numai cînd presiunea de ulei scade sub valoarea minimă admisibilă pentru turația respectivă.

I. N.

Recenzii

Studii şi cercetări de metalurgie. Academia Republicii Populare Romîne. Centrul de cercetări metalurgice, anul VII, nr. 2, 1962.

Acest număr al revistei cuprinde trei lucrări de metalurgie fizică, un articol din sectorul metalurgiei extractive şi trei lucrări din domeniul prepararea minereurilor şi materiale auxiliare. Pe lîngă aceasta, revista mai cuprinde note şi numeroase recenzii.

În articolul ,,Proprietăţile zincului ca punct de plecare pentru deducţie şi ipoteze asupra rolului izotopilor în structura cristalină'', examinînd anomaliile de structură şi proprietăţile zincului şi ale altor elemente cu reţea hexagonală compactă, autorul Ovidiu Bolgiu trage concluzii cu privire la structura reticulară a tuturor elementelor.

Pornind de la faptul că amplitudinea de vibraţie a atomilor în reţea trebuie să depindă de masa lor, urmează că, la o anumită temperatură, volumul ocupat în reţea de fiecare atom depinde de numărul de masă al atomului. Aceasta este valabil atît pentru elemente diferite, cît şi pentru izotopii aceluiaşi element, care au un număr de masă diferit.

Faptul că volumul ocupat la o anumită temperatură de către atomii izotopilor stabili ai aceluiaşi element diferă de la un izotop la celălalt, creează posibilitatea existenţei unor distanţe între atomi, diferite de acelea care ar rezulta pentru atomi cu volume aparent egale.

În cazul elementelor cu reţea hexagonal compactă, se pot dispune diferit atomii în reţea, în funcţie de proporţia izotopilor stabili şi de volumele lor de vibraţie.

Lucrările stabilite pentru elementele cu reţea hexagonală compactă îşi găsesc corespondenţa pentru toate elementele, dar în general nu există condiţii pentru punerea lor în evidenţă.

Neregularităţile structurale sînt, în bună parte, consecinţa necesităţii unei acomodări volumetrice cu un minimum de energie liberă a izotopilor stabili în funcţie de ,,biografia'' materialului.

Punctele de transformare subalotropice şi proprietăţile mecanice ale elementelor pot fi determinate, într-o mare măsură, de izotopii stabili prezenţi.

Tot din domeniul metalurgiei fizice face parte lucrarea ,,Obţinerea monocristalelor de InSb şi studiul repartiţiei dislocaţiilor în ele''.

Autorii (N. Petrescu, M. Protopopescu şi M. Someşan) indică aparatura şi condiţiile de lucru pentru obţinerea monocristalelor de InSb. S-a studiat distribuţia dislocaţiilor în monocristale crescute, posibilitatea de formare a maclelor, precum şi repartiţia dislocaţiilor între cristalul fundamental şi maclă. Pe lîngă aceasta, se discută rezultatele cu privire la repartiţia dislocaţiilor, interpretînd posibilitatea de apariţie a unei densităţi a dislocaţiilor, mai ridicată în maclă decît în cristalul fundamental, consecinţă a creării, în maclă, de surse proprii care provoacă dislocaţii.

În articolul ,,Unele aspecte ale coroziunii atmosferice în centrele metalurgice din R.P.R.'', autorii (I. Cornea şi St. Zămîrcă) prezintă rezultatele încercărilor efetuate timp de trei ani asupra coroziunii atmosferice a diferitelor mărci de oţeluri şi aliaje neferoase în cîteva centre metalurgice romîneşti (Uzina ,,23 August'', Bucureşti, Combinatul siderurgic Hunedoara şi Combinatul siderurgic Reşiţa).

Studiile efectuate au scos în evidenţă un nou aspect al comportării la coroziunea atmosferică a oţelurilor carbon conţinînd cupru (0,45%). Dacă în atmosferele industriale ordinare, oţelurile conţinînd cupru sînt mai rezistente la coroziune decît oţelurile carbon nealiate, în atmosfera sectoarelor chimice ale cocseriilor, foarte impurificată cu anhidridă sulfuroasă, hidrogen sulfurat, amoniac, săruri de amoniu etc., rezistenţa oţelurilor cu cupru este mai mică în comparaţie cu aceea a oţelurilor fără cupru.

În lucrarea ,,Purificarea înaintată a stibiului tehnic'', autoarea (C. Cleper) prezintă rezultatele încercărilor de a obţine în laborator, prin procedee chimice, stibiu de puritate înaintată, susceptibil de a fi utilizat în producţia semiconductoarelor. Separarea stibiului sub forma unui compus greu solubil n-a dat rezultate bune.

Sulfurarea impurităţilor, urmată de reducerea stibiului, a permis obţinerea unui metal în care nu apar, la spectrograf, decît urme de plumb. În sectorul prepararea minereurilor şi materiale auxiliare, I. Huber-Panu şi C. Pandelescu semnează lucrarea ,,Contribuţii la studiul flotaţiei minereurilor foarte fin măcinate'', în care prezintă cercetările care au urmărit, pe de o parte, determinarea condiţiilor de flotare a minereurilor foarte fin măcinate, şi, pe de altă parte, studiul din punct de vedere cinetic al comportării lor în timpul flotaţiei.

Aplicînd ecuaţii cu privire la cinetica flotaţiei, stabilite de I. Huber-Panu în lucrări anterioare, s-a putut pune în evidenţă o scădere a capacităţii de flotare a mineralelor datorită micşorării dimensiunilor particulelor. Se formulează consideraţii teoretice relative la flotarea minereurilor foarte fin măcinate, pe care este bazată determinarea condiţiilor specifice de flotare necesare acestui gen de minereu şi care explică constatările rezultate din cercetările experimentale.

În acelaşi sector, lucrarea ,,Studiul interacţiunii reactivilor cu mineralele în procesul de flotaţie, folosind metoda potenţiometrică'' prezintă modul de lucru şi aparatura necesară în cazul întrebuinţării metodei potenţiometrice pentru a studia adsorbţia şi desorbţia reactivilor.

Autorul (M. Guran) indică un procedeu simplu pentru calculul şi interpretarea adsorbţiei.

Al. Braniski, în lucrarea ,,Reacţiile dintre oxid de magneziu marin şi cromit în timpul procesului de ardere'', expune reacţiile care intervin între cromit şi magnezia marină în timpul arderii pînă la 1 700°C pe zece amestecuri diferite şi studiază, cu raze X, cromitul dur şi amestecurile nearse.

Se studiază transformările cromitului şi magneziei marine sinterizate şi parţial rehidrată, şi reacţiile dintre cromit şi magnezie marină pe zece probe diferite cu ajutorul analizei termice diferenţiale. De asemenea, s-au urmărit la microscop constituţia mineralogică şi repartiţia constituenţilor mineralogici

M. Solacolu

Analele romîno-sovietice (metalurgie). Academia Republicii Populare Romîne, Institutul de studii romîno-sovietic, nr. 3, 1962.

Analele romîno-sovietice, metalurgie, nr. 3, 1962, editate de Institutul de studii romîno-sovietic, în domeniul mecanizării şi automatizării producţiei metalurgice publică articolul ,,Căile automatizării furnalelor'', în care I. A. Rîlov prezintă, ca primă etapă de automatizare a furnalelor, variantele posibile ale sistemelor de stabilizare automată a compoziţiei fontei, a distribuţiei gazelor şi a vitezei de deplasare a materialelor de încărcătură, subliniind că rezolvarea acestor probleme şi trecerea în viitor la automatizarea complexă a furnalului sînt imposibile fără crearea traductoarelor pentru sistemele de control automat al proceselor termice şi aerodinamice, al deplasării încărcăturii, al compoziţiei materiei prime şi al proceselor de elaborare.

Acelaşi capitol cuprinde articolele : ,,Linii automate pentru formare şi dezbatere în turnătorii'' de G. S. Zelicenko şi ,,Dispozitiv automat pentru controlul calităţii tratamentului termic al pieselor de oţel'' de V. M. Skolnik. Dispozitivul elaborat de V. M. Skolnik permite să se treacă la metoda magnetică de control al structurii şi durităţii pieselor de oţel. Metoda înlătură deteriorarea pieselor verificate, permite să se controleze duritatea straturilor superficiale şi a miezului piesei pe o adîncime de 5—8 mm, să se sporească precizia măsurărilor şi productivitatea muncii, să se automatizeze procesul de control.

Problema materialelor refractare pentru furnale, cuptoare electrice etc., care asigură o rezistenţă de lungă durată, o sporire a producţiei şi în acelaşi timp creează economii, problemă deosebit de importantă pentru industria metalurgică, este bogat oglindită în revistă, în articolele : ,,Căptuşeala vetrei furnalelor'', în care E. K. Keler dezbate problema alegerii celui mai rezistent material refractar pentru furnal ; ,,Materiale refractare pentru zidăria furnalelor", „Mărirea rezistenţei grătarelor camerelor regeneratoare ale cuptoarelor Martin" (folosirea cu succes a cărămizilor aluminoase care prelungesc durata de serviciu şi măresc productivitatea), şi „Viteza de formare a zonelor în bolţile magnetito-cromitice ale cuptoarelor Martin".

Cu privire la producţia de metale neferoase, revista publică cîteva materiale interesante, privitoare la problema leşierii minereurilor complexe cu soluţii de cloruri şi a leşierii minereurilor cu acid sulfuric care conţin săruri de fier trivalent, precum şi la problema extragerii seleniului şi telurului din deşeurile uzinelor de acid sulfuric ; autorii acestui din urmă articol propun o schemă cu privire la lucrarea deşeurilor de la uzinele de acid sulfuric, de hîrtie şi celuloză, prin metoda clorurării în soluţie de acid clorhidric, cantitatea procentuală de seleniu obţinut reprezentînd 95—96%, iar de telur, 90%.

În domeniul metalurgiei fizice şi tratamentului termic, menţionăm articolul autorilor romîni P. Iliescu, C. Rizescu, V. Ursu : „Fulgii şi metodele tehnologice de evitare a apariţiei lor în semifabricatele forjate mari", care prezintă ipotezele emise în cadrul acestei probleme şi indică apoi metodele practice de evitare a apariţiei fulgilor. În acelaşi domeniu, N. S. Kresceanovski şi M. F. Siderenko prezintă legătura dintre proprietăţile oţelului în stare lichidă şi solidă, analizînd influenţa exercitată de supraîncălzirea topiturii asupra acestor proprietăţi.

Revista conţine, de asemenea, materiale referitoare la problema preparării minereurilor şi la problema obţinerii aliajelor speciale şi a rolului lor în tehnica modernă.

V. Dam.

Dünnebeil, H. **Maşini şi dispozitive pentru protecţia culturilor şi combaterea dăunătorilor** (Maschinen und Geräte für Pflanzenschutz und Schädlingsbekämpfung). Berlin, Verlag Technik, 1961, 230, p. 186 fig. 24 tab.

Lucrarea cuprinde o descriere generală a maşinilor şi dispozitivelor moderne utilizate pentru protecţia culturilor şi combaterea dăunătorilor în R. D. Germană.

În introducere, autorul sistematizează problemele generale în legătură cu protecţia culturilor, clasificînd metodele utilizate pentru combaterea dăunătorilor.

În continuare, în prima parte a lucrării sînt expuse principiile de construcţie şi funcţionale ale dispozitivelor şi maşinilor utilizate pentru protecţia culturilor prin mijloace chimice. Sînt analizate principiile de bază ale dispozitivelor de stropit considerîndu-le din punct de vedere funcţional, tipurile de pompe utilizate în ultimul timp în cadrul acestor dispozitive, dispozitivele pentru reglajul presiunii, rezervoarele şi dispozitivele pentru omogenizarea soluţiilor.

Tot din punct de vedere funcţional şi constructiv sînt analizate pulverizatoarele, dispozitivele de prăfuit şi cele pentru acţionare prin ceaţă.

Partea principală a lucrării cuprinde analiza tipurilor de maşini şi dispozitive pentru protecţia culturilor, în folosinţă sau în construcţie în R. D. Germană. După clasificarea necesară, sînt examinate maşinile şi dispozitivele manuale, cele instalate pe cărucioare, cele cu tracţiune animală sau mecanică, cele suspendate sau speciale.

Analiza realizată pentru fiecare tip constructiv cuprinde următoarele aspecte: considerarea principiului constructiv şi funcţional al utilajului respectiv, insistîndu-se asupra părţilor specifice, expunerea parametrilor constructivi, discutarea performanţelor de exploatare.

Expunerea este completată cu o serie de scheme funcţionale şi de principiu, realizate în mod clar şi sugestiv. În plus, pentru fiecare tip de maşină sau dispozitiv sînt date o serie de fotografii reprezentînd utilajul în timpul funcţionării, concurînd astfel nu numai la precizarea textului, ci şi la clasificarea modului de utilizare şi la determinarea performanţelor. În lucrare sînt examinate în continuare elementele ce stau la baza alegerii tipului de utilaj necesar în funcţie de specificul fiecărei culturi în parte. În legătură cu problema alegerii metodei şi a utilajului de protecţie, sînt expuse elementele de calcul pentru determinarea parametrilor caracteristici necesari, în funcţie de specificul culturii şi de teren.

În paragrafe speciale se tratează problema puterii necesare şi a randamentului utilajului, în funcţie de condiţiile exploatării.

Ultima parte a lucrării se referă la problemele generale ale întreţinerii şi reparaţiei utilajelor pentru protecţia culturilor şi combaterea dăunătorilor.

În concluzie, lucrarea menţionată reprezintă o trecere în revistă completă a maşinilor şi utilajelor folosite în prezent pentru protecţia culturilor, constituind din acest punct de vedere un material util şi valoros.

Prezentarea aspectelor specifice de construcţie, a principiilor funcţionale, cum şi a performanţelor realizabile, permite nu numai cunoaşterea completă a utilajului respectiv, ci şi posibilitatea de apreciere a metodei respective.

Elementele de calcul pentru determinarea parametrilor funcţionali necesari sînt utile nu numai în cadrul utilajului prezentat, ci reprezintă o metodică de lucru aplicabilă în general.

În consecinţă, lucrarea poate fi considerată ca utilă atît în cadrul exploatării, pentru inginerii agronomi şi personalul de deservire calificat al utilajelor de acest gen, cît şi în cadrul proiectării, constituind pe de o parte un material preţios sistematizat corect, iar pe de altă parte o analiză amănunţită a unor principii şi forme constructive de actualitate.

M. Soare

N. V. Petrovski. **Încercările termotehnice ale motoarelor navale cu ardere internă.** Moscova, Editura transportul maritim, 1956.

Lucrarea lui N. V. Petrovski „Încercările termotehnice ale motoarelor navale cu ardere internă" a fost publicată la Moscova, în anul 1956, de către Editura transportul maritim, fiind aprobată ca manual pentru studenţii facultăţilor de mecanică navală din cadrul institutelor de învăţămînt superior aparţinînd Ministerului Flotei Maritime al U.R.S.S.

Lucrarea, care se referă la încercările motoarelor navale, prin conţinutul său prezintă un interes deosebit şi pentru constructorii de motoare cu ardere internă de transport, staţionare etc.

După prezentarea clasificării încercărilor şi a regulilor principale în efectuarea încercărilor experimentale, autorul dezvoltă, în cele două părţi mari ale lucrării, probleme privind : I. Aparate de măsură, şi II. Încercări tip.

Prima parte a lucrării are un singur capitol intitulat : Mărimi măsurate şi aparate de măsurat, în care sînt prezentate instalaţiile şi aparatele care echipează standurile de încercare ale motoarelor cu ardere internă, cum ar fi frîne şi torsiometre, indicatoare de tip mecanic, electropneumatic, piezoelectric, capacitiv şi oscilografe. De asemenea, sînt descrise aparatele pentru măsurarea turaţiei, temperaturii, consumului de combustibil, de apă de răcire, de aer, precum şi analizoarele de gaze. Capitolul se încheie cu un paragraf privind precizia măsurărilor la efectuarea încercărilor.

Partea a doua a lucrării cuprinde şase capitole care tratează următoarele probleme :

1. Determinarea parametrilor principali care caracterizează procesele de lucru ale motorului. În acest capitol se prezintă modul de determinare a puterii efective, presiunii medii efective, puterii indicate şi a puterii consumate pentru învingerea frecărilor ; ridicarea caracteristicilor motorului rapid ; determinarea pierderilor de căldură cu gazele arse evacuate din motor ; determinarea coeficientului de umplere al cilindrului motorului ; determinarea randamentului mecanic al motorului.

2. Încercarea compresoarelor auxiliare. Problemele principale tratate în cadrul acestui capitol se referă mai ales la încercarea pompei de baleiaj şi încercarea suflantelor.

3. Bilanţul energetic al motorului. Acest capitol cuprinde determinarea, pe cale experimentală, a bilanţurilor energetice ale motoarelor Diesel cu compresor şi fără compresor, ale motoarelor în patru timpi cu aprindere prin scînteie şi ale motoarelor în patru timpi funcţionînd pe gaze.

4. Încercările speciale ale motoarelor. Obiectul acestui capitol îl constituie studiul baleiajului cilindrului motorului Diesel în doi timpi, determinarea presiunii medii indicate după diagrama indicată desfăşurată şi cercetarea proceselor de injecţie şi ardere a combustibilului în motorul Diesel folosind oscilogramele.

În ultimele două capitole se tratează problemele legate de probele de recepţie ale motorului naval principal în cadrul uzinei constructoare şi probele de recepţie pe navă ale motorului principal.

Majoritatea capitolelor din partea a doua a lucrării sînt ilustrate prin exemple numerice. În acest sens se pot menţiona exemplele de întocmire a bilanţurilor energetice.

V. Radcenco

Cronică

Sesiunea ştiinţifică jubiliară a Institutului politehnic-Iaşi

In zilele de 9—11 noiembrie 1962 a avut loc la Iaşi sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic-Iaşi, în care s-au prezentat peste 200 comunicări privind diferite probleme de ştiinţe economice, matematică, mecanică teoretică şi fizică, chimie şi tehnologie organică, chimie şi tehnologie anorganică, electrotehnică, mecanică, industrie uşoară, construcţii.

Dintre referatele privind construcţia de maşini se menţionează :

Contribuţii la calculul barelor curbe de prof. V. Bausic şi prof. Al. Climescu, în care se arată că cele trei relaţii de calcul folosite în mod curent la calculul efortului unitar normal într-o bară curbă plană sînt identice, diferind numai prin notaţii, şi se demonstrează că axa neutră este deplasată spre centrul de curbură al barei în cazul solicitării ei de către un moment încovoietor şi că coeficientul de forma $k = -\frac{1}{A}\iint\frac{y}{l+y}\,\mathrm{d}A$ este întotdeauna pozitiv.

Aplicarea noţiunii de ,,centru termodinamic" al ciclului izocor la calculul termic al acestuia, de prof. E. Gaiginski, conf. V. Ivanov, conf. M. Zugrăvel, şef lucrări M. Gutman, asist. V. Giurcă şi asist. S. Mitrea, în care se dau tabele şi nomograme de calcul al centrului termodinamic al ciclului izocor în scopul simplificării calculului termic, indicîndu-se şi relaţii noi, utile pentru calculul acestui ciclu.

Comportarea oţelurilor romîneşti privind unii parametri din dinamica aşchierii la strunjire, de prof. Gh. Caşler, care reprezintă o sinteză a lucrărilor membrilor colectivului catedrei de maşini-unelte, scule şi utilaje privind stabilirea parametrilor forţei de aşchiere pentru cea mai mare parte a oţelurilor romîneşti standardizate ; în referat sînt analizate rezultatele obţinute pînă în prezent comparativ cu unele rezultate obţinute în alte ţări, precum şi cu datele furnizate de recentele normative unificate, elaborate de M.M.C.M.

Cu privire la structura domeniilor magnetice mozaicale, de prof. E. Gaiginski, conf. M. Zugrăvel, şef lucrări M. Gutman, asist. V. Giurcă şi asist. S. Mitrea, în care se studiază influenţa pe care o exercită unii factori asupra structurii domeniilor magnetice mozaicale. Experienţele s-au efectuat pe diferite materiale feromagnetice.

O nouă metodă de ascuţire abrazivă a burghielor elicoidale, de şef lucrări V. Belous, în care se prezintă o nouă metodă de ascuţire a burghielor elicoidale, prin care generarea feţei de aşezare cilindrice eliptice se face prin compunerea unor mişcări simple, şi care permite o productivitate mărită.

Încercări asupra determinării zgomotului rulmenţilor de prof. N. Popînceanu, ing. D. Năstase (Fabrica de rulmenţi — Bîrlad), şef lucrări M. Gafiţeanu, şef lucrări Tr. Giosan şi ing. M. Păun (IRE-Iaşi), în care, după ce se arată influenţa calităţii rulmenţilor asupra zgomotului pe care îl produc, sînt descrise aparatul electronic şi dispozitivul mecanic de măsură proiectat de autori, indicîndu-se şi rezultatele încercărilor efectuate pe rulmenţi fabricaţi în ţară, în scopul construirii rulmenţilor silenţioşi.

Cementarea oţelurilor carbon cu amestec de Na_2O_2, de prof. T. Farcaş, prof. T. Golgoţiu, conf. Gh. Ailincăi, şef lucrări C. Ciochină, şef lucrări E. Andrei, în care se arată posibilitatea folosirii Na_2O_2 ca element de bază în structura amestecurilor de cementare a oţelurilor carbon.

Studiul teoretic şi experimental al repartizării eforturilor unitare în cadrul boghiului pe trei osii de la vagoanele de 80 t, de ing. M. Buga (ICMTTc-Bucureşti), ing. C. Burada (Uzinele Griviţa roşie-Bucureşti), şef lucrări A. Cirillo, ing. C. Georgescu (ICMTTc-Bucureşti) şi prof. D. Mocanu, în care se arată că, în scopul stabilirii soluţiei optime de remediere a apariţiei crăpăturilor în cadrele unor boghiuri pe trei osii ale vagoanelor de marfă de 80 t, s-a stabilit repartizarea eforturilor unitare în cadrul boghiului în condiţiile de exploatare, pe cale electrotensiometrică, şi în cîteva secţiuni prin studiul teoretic, efectuîndu-se consolidările pe baza rezultatelor obţinute.

Asupra durificării superficiale a metalelor prin rulare cu bile, de conf. C. Picoş, asist. Gh. Coman, asist. C. Bohosievici şi şef lucrări A. Cirillo, în care se prezintă rezultatele cercetărilor experimentale privind durificarea superficială a pieselor de oţel prin rulare cu bile şi studiul influenţei regimului de lucru asupra durificării şi calităţii suprafeţei piesei.

Din cele 48 de comunicări prezentate în secţia de mecanică, şase au expus rezolvarea problemelor tehnice şi economice cerute de producţie, 13 au cuprins studii teoretice fundamentale cu aplicaţii practice în perspectivă şi 29 au fost lucrări cu caracter ştiinţific general.

Lucrările au prezentat un nivel ridicat, metodici adecvate, domenii de cercetare bine conturate şi concluzii valoroase.

Referatele prezentate au dat naştere la discuţii interesante.

A III-a sesiune tehnico-ştiinţifică a Uzinei ,,Rulmentul" din Braşov

La 21 decembrie 1962 a avut loc a treia sesiune tehnico-ştiinţifică a uzinei ,,Rulmentul" din Braşov.

S-au prezentat şase referate bine documentate, care acoperă toată gama de operaţii tehnologice mai importante, care se execută în această întreprindere : încercarea rulmenţilor pe banc, de ing. S. Moldovan ; Procedee noi de forjare la rece a elementelor de rulmenţi, de ing. M. Furnică şi O. Răhăianu ; Montarea şi ungerea corectă a rulmenţilor de ing. Gh. Niţă şi ing. R. Szuszman ; Finisarea cu pastile mineralo-ceramice, de conf. Gh. Drăghici ; Modernizarea utilajelor la uzina ,,Rulmentul", de ing. P. Racoviţă şi ing. A. Săndescu ; Controlul nedistructiv după tratamentul termic prin metode magnetice, de ing. Grigorescu şi ing. A. Cîmpeanu.

Toate referatele au fost foarte utile, atît pentru participanţii din uzină, cît şi pentru invitaţi. Dintre cele deosebit de importante se menţionează referatul ing. Gh. Niţă şi ing. R. Szuszman, din care rezultă că în unele cazuri uzina a realizat modernizări atît de reuşite încît utilajele respective au fost omologate prin C.A.E.R. pentru difuzare, şi ultimul referat care redă sub o formă foarte interesantă rezultatele experimentale obţinute cu aplicarea aparatului magnetometric ,,Orion" de fabricaţie maghiară.

A III-a sesiune de comunicări ştiinţifice a Institutului de cercetări metalurgice

În zilele de 13—15 ianuarie 1962, s-au desfăşurat la Bucureşti lucrările celei de-a III-a sesiuni de comunicări ştiinţifice a Institutului de cercetări metalurgice — ICEM — din cadrul Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini.

Deschiderea sesiunii a avut loc în prezenţa unui număr de circa 500 de reprezentanţi ai ministerelor, CSP, CTN, ai insitutelor de învăţămînt superior, de cercetări şi proiectări, precum şi delegaţi din partea uzinelor metalurgice şi constructoare de maşini.

Lucrările sesiunii au fost deschise de candidat în ştiinţe ing. I. Tripşa, directorul ICEM, după care a luat cuvîntul tovarăşul ministru ing. I. Marinescu, şeful Departamentului siderurgic din M.M.C.M.

Au mai vorbit : candidat în ştiinţe ing. I. Ştefănescu, secretar al organizaţiei de bază P.M.R.-ICEM, candidat în ştiinţe ing. M. Adrian, din partea CTN, academician Gr. Moisil, directorul Institutului de matematici al Academiei R.P.R., prof. ing. Suzana Gîdea, prorectorul Institutului politehnic-Bucureşti, prof. ing. Al. Rău, şeful Catedrei de siderurgie a Institutului politehnic-Bucureşti, ing. N. Murguleţ, director al IPROMET şi vicepreşedinte al CTN, ing. N. Rusu, director tehnic al IPL, ing. Gh. Vanci, director al CCM al Academiei R.P.R., precum şi reprezentanţi ai uzinelor invitate.

În continuarea şedinţei de deschidere, tov. ing. I. Tripşa a prezentat referatul ,,Mărirea eficienţei cercetărilor ştiinţifice în centrul atenţiei colectivului Institutului de cercetări metalurgice".

Lucrările sesiunii s-au desfăşurat în patru secţii, şi anume: fonte, oţeluri, tratamente termice; deformări plastice, încercări fizico-mecanice; refractare, semicocs; aliaje, pulberi, termotehnică siderurgică, analize.

S-au prezentat 38 de referate, dintre care 32 aparţinînd lucrătorilor ştiinţifici din ICEM, iar şase susţinute de specialiştii din uzinele colaboratoare: Combinatul siderurgic-Reşiţa, Industria sîrmei Cîmpia-Turzii, Carbochim-Cluj, Tractorul-Braşov şi Semănătoarea-Bucureşti.

Din punctul de vedere al obiectivelor urmărite, comunicările s-au grupat astfel:

— trei în legătură cu lărgirea bazei de materii prime (de exemplu: deferizarea argilelor, utilizarea concentratelor de disten);

— zece au avut ca obiect obţinerea de produse noi (de exemplu: oţeluri cu bor, ţevi de oţel placate cu cupru, aliaje complexe de aluminiu de tip silumin, căptuşeli monolitice pentru cuptoarele electrice şi căldările de turnare);

— cinci referitoare la elaborarea unor tehnologii noi (de exemplu: reducerea directă a minereurilor de fier cu gaz metan, elaborarea oţelului în convertizor cu oxigen, obţinerea semicocsului prin fluidizare, fabricarea materialelor de fricţiune din pulberi sinterizate);

— treisprezece privind îmbunătăţirea calităţii produselor (de exemplu: îmbunătăţirea calităţii sîrmei pentru cabluri de tracţiune şi a sîrmei pentru beton precomprimat, a zincului pentru baterii);

— şapte tratînd probleme de îmbunătăţire a indicatorilor tehnico-economici (de exemplu: valorificarea rezervelor de capacitate a laminoarelor, raţionalizarea consumurilor de căldură la unele uzine metalurgice).

La şedinţele de lucru pe secţii au luat cuvîntul 82 de participanţi. Discuţiile au fost purtate la un nivel ştiinţific ridicat, contribuind la aprofundarea şi lămurirea diferitelor aspecte ale problemelor, scoţînd în evidenţă aportul institutului la rezolvarea unor probleme de mare importanţă pentru industrie.

Din discuţii a reieşit necesitatea aprofundării unor aspecte ale problemelor în studiu, precum şi a cercetării unor probleme noi, dintre care menţionăm: extinderea lucrărilor pentrn valorificarea minereurilor sărace din R.P.R.; obţinerea de noi feroaliaje; elaborarea unor mărci de oţeluri şi aliaje pentru noile tractoare şi camioane, precum şi a unor materiale refractare pentru agregatele siderurgice; fabricarea ţevilor placate cu oţeluri refractare şi inoxidabile; reducerea consumului de cocs la cubilouri prin îmbunătăţirea gazodinamicii acestora; prelucrarea prin statistica matematică a datelor experimentale cu ajutorul maşinilor electronice de calcul.

Concluziile asupra lucrărilor comunicate în sesiune au fost prezentate la şedinţa de închidere, de tov. ing. St. Constantinescu, ministru adjunct la Departamentul siderurgic din Ministerul Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini.

Prin importanţa lucrărilor prezentate, prin nivelul ştiinţific ridicat şi prin rezultatele practice obţinute sau în curs de obţinere în întreprinderile M.M.C.M. sesiunea de comunicări şi-a atins scopul urmărit. S-a relevat, de asemenea, aportul specialiştilor din uzinele colaboratoare, concretizat prin prezentarea a şase referate, fapt care arată că, în ultimul timp, activităţii de cercetare şi de îndeplinire a sarcinilor de plan tehnic i se acordă o atenţie din ce în ce mai mare în uzinele metalurgice.

A V-a Conferinţă a turnătorilor din R.P. Polonă

Între 12 şi 14 octombrie 1962, la Lodz, a avut loc cea de a cincea conferinţă anuală a turnătorilor din R.P. Polonă, organizată de Academia de Ştiinţe Polonă şi Asociaţia turnătorilor polonezi (conferinţa anuală se ţine de fiecare dată în alt centru industrial). La conferinţă a participat un număr mare de ingineri din producţie, cercetători şi cadre didactice din turnătoriile şi institutele poloneze, precum şi delegaţi din R.S. Cehoslovacă, R. P. Ungară, R.P.F. Iugoslavă, Italia şi R.P. Romînă. Conferinţa a fost deschisă de prof dr. ing. J. Szreniawski, preşedintele filialei din Lodz a Asociaţiei turnătorilor polonezi şi decanul Facultăţii de tehnologie mecanică de la Institutul politehnic din Lodz. Au fost prezentate nouă referate, dintre care opt au fost publicate în prealabil în nr. 8—9, 1962, al revistei de specialitate ,,Przeglad Odlewnictwa".

În comunicarea ,,Cercetări privind suprafaţa şi stratul superficial al pieselor cu pereţi subţiri turnate din fonte", I. Szuniavski arată influenţa granulaţiei, a timpului liantului şi a umidităţii asupra netezirii suprafeţei şi defectelor din stratul superficial al pieselor turnate.

P. Ianuszewicz şi A. Czajka în comunicarea lor au vorbit despre metoda de determinare a coeficientului de compresibilitate a amestecurilor, în condiţii asemănătoare cu acelea existente în formă după umplerea acesteia cu metal.

L. Lewandowski, în comunicarea ,,Anizotropia rezistenţei amestecurilor de formare în stare crudă", ajunge la concluzia, pe baza analizei unor date teoretice şi experimentale, că granulaţia nisipului nu influenţează asupra rezistenţei amestecurilor, ci numai forma lor. Se arată în continuare anizotropia rezistenţei amestecurilor, care influenţează mai ales asupra curgerii acestora.

A. Bydalek a vorbit despre posibilitatea folosirii criteriului capacităţii de umplere a formei la calculul reţelelor de turnare, iar W. Longa despre metode de calcul al diferitelor tipuri de maselote (obişnuite, cu înveliş exotermic, izolate etc.) cu viteză mică de răcire ($BiR \lesssim 0,1$). S-a indicat formula de bază pentru calculul alimentării piesei de către maselotă.

Z. Falecki, în lucrarea ,,Influenţa vitezei de solidificare asupra structurii şi rezistenţei aliajelor de zinc", arată legătura dintre dimensiunile dendritelor (care influenţează rezistenţa la tracţiune şi duritatea aliajelor) şi viteza de solidificare.

J. Raczka, în lucrarea ,,Viteza de descompunere a cementitei eutectoide în stadiul al doilea de grafitizare a fontei maleabile cu inima neagră", stabileşte influenţa siliciului şi carbonului asupra numărului şi dimensiunilor separărilor de carbon de recoacere, indicînd o formulă de calcul a duratei de grafitizare în stadiul al doilea, în funcţie de diferiţi factori.

J. Piaskowski a prezentat date privind influenţa diametrului probelor asupra cineticii grafitizării fontei albe în intervalul de temperatură de 850—950°C.

A. Iankowski a vorbit despre cubiloul cu aer preîncălzit, cu reducere limitată a CO_2. Gazele sînt captate mai sus de zona de topire, consumul de cocs 10—11%, temperatura fontei 1 440—1 460°C, temperatura aerului 350—450°C, conţinutul de CO_2 în gaze la nivelul uşei de încărcare 15—16%. Cubiloul lucrează cu rezultate bune la fabrica de utilaj de construcţie din Lodz.

Zd. Eminger (R. S. Cehoslovacă) a prezentat date privind producerea pieselor de turbine de gaze din aliaje refractare cu forjabilitate limitată.

După terminarea conferinţei, delegaţii au vizitat turnătoria fabricii din Lodz de armături şi cazane pentru instalaţiile de încălzire centrală, cu capacitatea de 15 000 t piese bune pe an. Piesele se toarnă din fontă cenuşie, cu grosimea medie a peretelui de 7 mm, iar greutatea medie de 20—100 kg. Majoritatea pieselor sînt încercate la presiunea de 6—8 at. Turnătoria este complet mecanizată. Cubilourile folosesc aer preîncălzit, elaborînd fonta la temperatura de 1 400—1 450°C.

La fabrica de utilaje de construcţii din Lodz s-a putut vedea în funcţiune metoda poloneză de introducere a magneziului în fontă, în vederea obţinerii grafitului nodular. Această metodă asigură rezultate constante (un grad constant de asimilare a magneziului şi deci structuri şi proprietăţi practice şi identice), ceea ce nu se constată la celelalte metode cunoscute. În exploatare, metoda este simplă şi sigură. Considerăm că această metodă ar putea fi încercată şi folosită cu succes şi în turnătoriile noastre.

S-a vizitat Institutul de turnătorie din Cracovia, o mare unitate de cercetare tehnico-ştiinţifică a Poloniei populare, care elaborează circa 150 de lucrări pe an, avînd un efectiv de peste 100 de ingineri şi cercetători. Personalul ştiinţific foloseşte metode multilaterale de cercetare şi aparatură modernă de experimentare.

În sectorul materialelor de formare se efectuează cercetări privind proprietăţile amestecurilor de formare pe baza nisipurilor indigene şi a lianţilor noi; studiul proprietăţilor formelor la temperaturi ridicate; determinarea umidităţii cu ajutorul izotopilor radioactivi. Rezultate foarte interesante s-au obţinut în domeniul confecționării modelelor epoxidice, a modelelor metalizate etc. În sectorul de încercări mecanice ale aliajelor de turnătorie se cercetează mecanismul formulării tensiunilor interne folosind metoda fotoelasticității, uzura și proprietățile mecanice la încercări statice și dinamice.

În sectorul de fizica metalelor se lucrează la trasarea curbelor *TTT* pentru oțeluri și fonte la studiul fontelor maleabile și al celor cu grafit nodular.

Rezultate interesante au obținut cercetătorii care lucrează în domeniul coroziunii și emailării.

Atelierul de elaborare și turnare, dotat cu cuptor electric de 500 kg, două cubilouri (unul cu aer preîncălzit), două cuptoare de inducție cu capacitatea de 60 kg, un cuptor basculant cu gaze și alte cuptoare, asigură efectuarea diferitelor lucrări de elaborare și turnare.

La Cracovia funcționează o facultate de turnătorie cu mai multe catedre (de fontă, oțel, tehnologie de formare, tratamente termice și mașini de turnătorie), disciplinele importante legate de specializarea studenților fiind : cristalografia și mineralogia (semestrul IV), materiale de formare (semestrul V), prelucrarea mecanică a metalelor (semestrele V–VI), tratamente termice și metalurgie fizică (semestrele VII–VIII), proprietățile metalelor lichide (semestrul IX), turnarea fontei (semestrele VII–VIII–IX), turnarea oțelului (semestrele VIII–IX), turnarea aliajelor neferoase (semestrele VIII–IX), executarea modelelor și formelor (semestrele VI–VII–VIII) ; mașini și utilaje de turnătorie (semestrele VIII–IX).

Studenții efectuează practica după semestrul II–4 săptămîni, semestrul VI – 8 săptămîni, semestrul VIII – 7 săptămîni, și semestrul IX – 6 săptămîni (practica de diplomă). Temele lucrărilor de diplomă se dau la începutul semestrului IX, ele fiind strîns legate de problemele care interesează turnătoriile. Se remarcă nivelul înalt la care sînt rezolvate temele de cercetare din aceste lucrări. De altfel, un exemplar din lucrarea de diplomă este trimis la uzină care constată și își însușește rezultatele cercetărilor, acestea avînd totdeauna un caracter original, întocmai ca și lucrările de la institutele de cercetare. Această experiență a Facultății de turnătorie din Cracovia merită toată atenția.

L. Sofroni

---

informații

Realizări importante în domeniul prelucrării materialelor de evidență și statistică

În Uniunea Sovietică, creșterea considerabilă a proporțiilor economiei naționale în anii care vin, dezvoltarea uluitoare a științei și tehnicii într-un ritm nemaiîntîlnit fac necesară ridicarea nivelului științific al planificării, evidenței și statisticii, perfecționarea necontenită a conducerii producției.

Revoluția tehnico-științifică a pus nu numai problema reorganizării sistemului de evidență, ci a procurat și mijloacele tehnice de realizare a unei evidențe rapide și precise.

Mașinile logice și cibernetice fac parte din aceste mijloace.

Caracteristicile principale ale mașinilor logice de informare constau, în primul rînd, în memoria lor, capabilă să păstreze cantități considerabile de informații.

Astfel de exemplu, mașinile electronice de tipul IBM-7030, IBM-7090, care au fost construite în anul 1961, au o memorie operativă de 100 000–300 000 de cuvinte sau semne, iar capacitatea maximă a acestor mașini poate să atingă de la 300 000 000–800 000 000 de cuvinte sau semne. De asemenea, mașinile logice și blocurile de comandă asigură prelucrarea datelor și a informațiilor cu o extraordinară rapiditate.

Viteza operațiilor acestor mașini poate să atingă 300 000 de semne pe secundă, iar dispozitivele de memorie analizează informațiile care trebuie să fie reținute cu o viteză de 50 000 de semne pe secundă.

Mașinile sînt capabile, într-un interval de timp foarte scurt, să analizeze întregul volum al informațiilor păstrate și, în același timp, să prelucreze aceste date după un program anumit, care include atît operațiile de logică, cît și operațiile matematice. Mașina este capabilă să rezolve, în paralel, cîteva probleme și poate să deservească un număr foarte mare de abonați.

Folosirea rațională a minereurilor din Lorena

Zăcămintele din Lorena posedă nu numai minereuri silicioase, ca marea majoritate a zăcămintelor, dar și minereuri calcaroase, ceea ce prezintă avantajul de a constitui paturi de fuziune autofondante. În ritmul actual de extracție, partea calcaroasă a zăcămîntului ar putea să se termine înainte de sfîrșitul secolului. Durata zăcămintelor din Lorena ar putea fi prelungită dacă se va recurge, fără întîrziere, la mai multe măsuri simultane :

— efectuarea unor prospecțiuni complete și sistematice ale întregului zăcămînt, scoțîndu-se în evidență resursele nerecenzate și bazicitatea precisă a rezervelor, posibilitățile de valorificare a minereurilor calcaroase sărace și a minereurilor silicioase prin concentrare ; această lucrare a fost începută și este în curs de efectuare ;

— construirea și darea în exploatare rapidă a numeroase instalații de îmbogățire a minereurilor calcaroase sărace și a minereurilor silicioase.

Sînt în fază de cercetare procedeele de îmbogățire pe cale uscată și pe cale umedă. În afară de aceasta, se pot lua în considerare și metodele de reducere directă pentru acele minereuri silicioase la care nu se pot aplica procedeele de îmbogățire propriu-zisă ;

— elaborarea fontelor cu zgure acide.

Acest aspect al valorificării zăcămintelor din Lorena este cel mai important. Actualmente, o singură uzină a cîștigat experiența acestei tehnici pentru fabricarea fontelor Thomas, alte cîteva au abordat-o pentru încercări de scurtă durată.

Elaborarea fontelor cu zgure acide nu prezintă dificultăți în ceea ce privește fontele de turnătorie. În cazul întrebuințării fontei în oțelării, fontele elaborate prin topire cu zgură acidă nu ridică probleme speciale din momentul în care cuptoarele înalte livrează fonte puțin diferite de fontele Thomas clasice, corectate prin una sau două desulfurări ulterioare. În sfîrșit, întrebuințarea zgurelor la fabricarea cimenturilor nu pare să aducă dificultăți în cazul elaborării cu zgură acidă, pentru marea majoritate a uzinelor.

Televiziunea utilizată în metalurgie

În secția de șine a uzinei metalurgice „Petrovski” din Dnepropetrovsk (U.R.S.S.), la laminorul de 800” a început să funcționeze o nouă instalație industrială de televiziune. Cu ajutorul televiziunii, operatorul agregatului dirijează rapid și precis lingourile de oțel incandescente în cilindrii de laminoare aflate la o distanţă de 50 m. Pînă acum, pentru executarea acestei operaţii era nevoie de patru muncitori.

În prezent, în secţiile principale ale acestei uzine funcţionează zece aparate de televiziune, ceea ce are drept urmare îmbunătăţirea sistemului de dirijare a diferitelor procese de producţie.

În secţia de transport (în trei staţii) sînt instalate televizoare cu ajutorul cărora dispecerul dirijează circulaţia trenurilor cu materie primă către cuptoarele Martin şi furnale, şi expedierea la timp a trenurilor încărcate cu metal, timpii morţi ai vagoanelor reducîndu-se într-o mare măsură. Treptat, vor fi instalate televizoare în secţia de furnale, la cuptoarele Martin, la laminoare etc.

Progrese realizate în industria de maşini-unelte şi scule

Industria constructoare de maşini-unelte şi scule din R.P. Bulgaria cunoaşte un puternic avînt. Uzinele producătoare de maşini-unelte fabrică o serie de strunguri universale, strunguri de frezat, realizate la nivelul cerinţelor tehnice moderne.

Dacă, în anul 1960, în R. P. Bulgaria nu a existat decît o singură uzină producătoare de maşini-unelte şi alta de scule, numărul acestora a crescut la cinci în anul 1962, iar în viitorul apropiat numărul lor se va ridica la 12. Ţinînd seamă de specializarea înfăptuită pe linia C.A.E.R., se prevede ca în această ţară să fie produse 36 de tipuri de strunguri de diferite dimensiuni.

O nouă metodă pentru determinarea curbei de răcire a mediilor de călire

Noua metodă propusă prevede încălzirea la 800°C a unui cilindru de oţel inoxidabil cu diametrul de 35 şi înălţimea de 35 mm în capătul căruia se execută două găuri mici în care sînt lipite sîrmele unui termocuplu cromel-alumel. Cilindrul încălzit se cufundă în mediul de călire cercetat într-o astfel de cantitate încît raportul dintre volumul lui şi cel al cilindrului să corespundă raportului mediu-metal din producţie.

Cînd cilindrul atinge suprafaţa mediului se porneşte un cronometru şi se înregistrează timpul scurs din 50 în 50 grade, începînd de la circa 400°C.

Peste această temperatură răcirea este atît de rapidă încît viteza ei nu poate fi stabilită decît legînd termocuplul la un aparat de înregistrare electronic.

Timpul necesar pentru ridicarea unei curbe (cu potenţiometru şi cronometru) este de 5—10 min de la scoaterea din cuptor a cilindrului.

Nouă metodă de finisare a suprafeţelor acoperite cu zinc

Recent a fost realizată o nouă metodă de finisare a suprafeţelor acoperite cu zinc. Metoda permite mărirea rezistenţei la abraziune şi la coroziune a suprafeţelor zincate. Stratul de finisare este alcătuit în special din fosfat dublu de amoniu şi zinc şi din cromat de zinc. Stratul constituie o acoperire dură, care poate masca foarte bine micile defecte ale suprafeţelor de piese turnate şi totodată poate avea rolul unui grund aderent pentru vopsele.

Finisarea prin anodizare se execută într-o soluţie de electrolit neutru constituit din fluorură, fosfat şi cromat de amoniu.

Operaţia se poate executa atît cu curent continuu, cît şi cu curent alternativ de frecvenţă industrială.

Cel mai puternic tractor din lume

La uzina „Putilov” din Leningrad a fost construit cel mai puternic tractor din lume — tractorul „Kiroveţ” de 220 CP.

Tractorul are lungimea de 7 m, iar înălţimea de peste 3 m, fiecare roată avînd înălţimea unui om.

La lucrările executate pe cîmp, tractorul dezvoltă o viteză de aproape 6 km, iar la lucrările de transport realizează o viteză de aproape 40 km. pe oră. Într-o singură repriză, tractorul poate să are o fîşie lată de 2,8 m şi adîncă de 28 cm. Noul tractor va fi utilizat atît la cultivarea solului, cît şi pentru strîngerea recoltei. Pentru acest tractor se construiesc unelte suspendate : pluguri cu opt brăzdare, cultivatoare, grape cu discuri, pluguri pentru dezmiriştire etc. A fost construită şi se experimentează şi o combină puternică.

Zilnic tractorul „Kiroveţ” poate să are o suprafaţă de 21,2 ha.

Datorită mecanismului perfecţionat de acţionare, tractorul are o mare capacitate de manevrare. Primele prototipuri ale noului tractor sînt încercate în cîteva regiuni ale Uniunii Sovietice, în diferite condiţii de sol şi de climă, iar producţia în masă va începe în cursul acestui an.

Este prevăzută o producţie anuală de 10 000 de tractoare.

Realizarea unei maşini universale de mari proporţii pentru prelucrat roţi dinţate

De curînd, în R.P.D. Coreeană a fost construită o maşină de prelucrat roţi dinţate cu diametrul pînă la 6 m. Maşina are lungimea de 7,8 m, lăţimea de 8 m, înălţimea de 5,2 m, iar greutatea de 85 t.

Maşina, la care toate procesele de producţie sînt automatizate, poate să strunjească mari roţi dinţate de forme diferite, inclusiv roţi conice.

Realizarea acestei maşini pentru prelucrarea roţilor dinţate cu diametrul de 6 m constituie o inovaţie de seamă în dezvoltarea industriei constructoare de maşini din această ţară.

Forme de colaborare tehnico-ştiinţifică între ţările socialiste

Colaborarea tehnico-ştiinţifică între ţările socialiste se desfăşoară pe scară tot mai largă, cu rezultate deosebit de fructuoase pentru economia acestor ţări.

Ţările membre ale C.A.E.R. au realizat în anii din urmă un larg schimb de documentare tehnică cu privire la producţia de maşini şi utilaje. De exemplu, în anii 1958—1961 inclusiv, U.R.S.S. a transmis ţărilor membre ale C.A.E.R. aproape 8 000 de complete de documentare tehnică variată, cuprinzînd aproximativ 1 000 000 de desene de maşini şi utilaje, şi a primit de la aceste ţări aproape 5 000 de complete de astfel de materiale.

În aceeaşi perioadă, U.R.S.S. a primit 12 000 de specialişti din ţările frăţeşti, cărora li s-au împărtăşit numeroase realizări tehnico-ştiinţifice sovietice, cum şi experienţa înaintată în producţie, şi a trimis în aceste ţări, în acelaşi scop, peste 5 000 de specialişti.

Îmbunătăţirea finisării pieselor turnate prin folosirea unui amestec de formare fără apă

Într-o turnătorie de piese pentru instalaţiile tehnico-sanitare s-a obţinut o suprafaţă mai bună a pieselor turnate prin folosirea unui amestec de formare fără apă. Acest amestec de formare foloseşte ca liant o bentonită specială cu ulei.

În afară de calitatea suprafeţei mai bune a pieselor turnate, se evită formarea suflurilor şi a porozităţii, se asigură o mai bună fluiditate a amestecului de formare, o mai mare uşurinţă de a controla amestecul de formare etc.

În ceea ce priveşte calitatea suprafeţei pieselor obţinute, aceasta este atît de bună, încît este suficientă o simplă polizare înaintea acoperirii lor electrolitice (nichelare sau cromare).

Lipirea dură a aliajelor dificile

După un număr considerabil de experienţe, s-a ajuns la concluzia că, în domeniul aliajelor dificile, lipirea dură în baie de săruri este metoda cea mai potrivită. Ca atmosferă folosită la lipirea dură, vidul este cel mai convenabil, obţinîndu-se cele mai solide suduri nu numai la oţel, ci şi la un mare număr de aliaje destinate temperaturilor ridicate, care altfel ar fi foarte dificile de sudat. Se descrie o nouă aparatură pentru lipirea dură care foloseşte un electrod cufundat într-o baie de săruri, alcătuită dintr-un amestec de cloruri şi fluoruri ; baia în stare topită conduce electricitatea şi este încălzită prin rezistenţă ; electrozii se reînnoiesc continuu ; sarea lichidă acţionează ca un vast rezervor de căldură, iar transferul de căldură la piesă este şi rapid şi uniform.

Un aliaj de fier-aluminiu cu caracteristici ridicate

În Franţa s-a elaborat pentru prima dată în lume un aliaj de fier-aluminiu care conţine 25% aluminiu, are o rezistenţă foarte bună la oxidare, o rezistenţă mecanică ridicată chiar la temperaturi înalte şi este transparent pentru neutroni.

Cea mai mare dificultate la obţinerea acestui aliaj era faptul că, la toate încercările pentru a mări de la 10 la 15%

conținutul de aluminiu, aliajele obținute erau foarte fragile.

Aliajul a primit numele de „feal 40"; el conține 40% atomi de aluminiu și 60% atomi de fier.

Cercetările pentru îmbunătățirea acestui aliaj continuă, obținîndu-se o creștere a procentajului de aluminiu. Specialiștii caută să obțină un aliaj cu 32% aluminiu și 68% fier, în care să existe un număr egal de atomi de fier și de aluminiu.

Autodinul

La recentul tîrg industrial de la Budapesta a fost remarcat dispozitivul Autodin care ușurează foarte mult automatizarea funcționării echipamentelor industriale. Deținătorul brevetului este academicianul Otto Benedikt care a arătat că autodinul poate rezolva acționarea electrică automatizată.

Astfel, în funcționarea mașinilor-unelte, mașinilor din industria hîrtiei, trenurilor de laminare, macaralelor etc., este necesar ca viteza de rotație a motorului electric care acționează mașina să atingă automat ritmul dorit fără ca numărul de rotații pe minut să se schimbe; motorul electric trebuie să-și mențină viteza de rotație constantă chiar dacă lucrează în sarcină sau în gol.

Este la fel de important să se poată modifica numărul de rotații în limitele cele mai largi posibile, conform procesului tehnologic dat. Anumite tehnologii cer chiar schimbarea automată a numărului de turații. Astfel este de dorit ca viteza de rotație a unui strung să crească automat în funcție de reducerea diametrului piesei prelucrate.

Pentru obținerea acestor modificări de viteză era necesar să se folosească un grup de mașini compus din: patru unități sau cel puțin un motor de curent alternativ, un generator de curent continuu, un excitator și un dispozitiv de reglare care să asigure funcționarea automată a ansamblului.

Autodinul înlocuiește toate aceste mașini, avînd un consum mult mai redus de energie.

Economia de energie realizată prin utilizarea autodinului permite amortizarea în 2—3 ani a cheltuielilor făcute cu această instalație.

Autodinul este o mașină care funcționează după un principiu complet nou; elaborarea teoriei pe care se bazează și controlul experimental au necesitat mai mulți ani de cercetări. Această mașină poate regla numărul de turații al unui motor de comandă între 100 și 3 000 rot/min și menține automat această viteză.

Revista Revistelor

Liteinoe proizvodstvo nr. 10 1962. *V. M. Pișcev* — Despre problema folosirii antebazinului la fabricarea tuburilor de fontă; *S. N. Milko și N. P. Konasko* — Producerea oțelului de convertizor pentru turnarea de piese; *P. P. Luzan și A. V. Klibus* — Perfecționarea proceselor de cubilou la turnarea cămășilor de cilindri; *A. S. Vișnevski și N. A. Sevcenko* — Folosirea bentonitei de Cerkasc în vopselele antiaderente; *P. S. Elistratov* — Caracteristica metodelor de sudare pentru piese turnate din fontă; *V. S. Lovcikov* — Despre problema alamelor cu conținut scăzut de cupru; *V. V. Klibus și A. A. Gorșkov* — Materiale pentru căptușeala bazică a cubilourilor; *A. I. Eremicev* — Cubilou automatizat cu cocs și gaz; *A. M. Lagunov* — Scoaterea mecanizată a zgurei la topire în cubilou; *B. E. Avcin și O. B. Semenov* — Mecanizarea încărcăturii cubiloului cu ajutorul conveiorului suspendat cu împingere; *R. Hudzikevici și colab.* — Recuperatori montați în conductele de fum ale cubiloului; *A. I. Zibenberg și A.S. Poliakov* — Automatizarea sectorului de desbatere a blocului cilindrilor; *I. A. Nehendzi* — Influența vidării asupra proprietăților de turnare ale aliajelor; *L. I. Levi* — Solubilitatea și conținutul de azot din fontă; *I. A. Vașukov* — Fonte antimagnetice, modificate cu aliaje de ceriu; *P. M. Karpov* — Calculul aproximativ al încărcăturii metalice prin procedeul grafoanalitic; *I. I. Novicov și colab.* — Fragilitatea la cald a aliajelor de cupru folosite la turnarea armăturilor; Schimb de experiență: Folosirea metodei replicii pentru microscopul optic; Mecanizarea procesului turnării în cochile; Turnarea centrifugală a capacelor mari de alamă; Perfecționarea construcției mecanismului de întoarcere al oalelor de turnare tambur; Modernizarea mașinilor de aruncat alice M. 323; Instalații pentru uscarea nisipului în curent de gaze arse; Modernizarea morilor chiliene; Consfătuirea tehnico-științifică „Experiențe de proiectare și exploatare a liniilor automate de turnare"; Tendințe actuale în tehnologia de turnare din străinătate; **nr. 11/1962.** *N. A. Voronova și colab.* — Folosirea gazului natural în cubilourile mari; *N. S. Krescianovski și colab.* — Influența modificatorilor asupra proprietăților de turnare a oțelurilor perlitice; *O. D. Moldavski și colab.* — Despre îmbunătățirea calității oțelului G13; *N. I. Averbuh* — Tehnologia formării pieselor de oțel în amestecuri cu sticlă solubilă; *L. B. Ghețov și N. P. Jukov* — Aliaje refractare turnate; *B. K. Sviatkin* — Despre problema planificării producției de piese turnate; *K. L. Scerbakov* — Nou amestecător cu acțiune continuă; *M. G. Parnes* — Gama instalațiilor de turnare în cochile pentru turnătoriile uzinelor constructoare de aparate; *P. E. Goldmaher și Z. H. Glizer* — Turnarea în cochilă a radiatoarelor; *A. I. Makeev* — Automat pentru prelucrarea flanșei fitingurilor; *L. I. Levi* — Influența condițiilor de topire asupra conținutului de gaze al fontei; *B. V. Babușkin și B. V. Rabinovici* — Reglarea răcirii pieselor în forma de turnare; *R. Kamenski* — Influența compoziției chimice asupra microstructurii și proprietăților de solidificare ale fontelor cu crustă dură; *A. E. Krivoșeev și colab.* — Modificarea oțelurilor grafitizate; *V. A. Grigorian și V. A. Maricev* — Cinetica trecerii sulfului din fontă în zgură; *B. A. Noskov și A. B. Kasirski* — Fluiditatea și saturarea cu hidrogen a fontei; *L. B. Kogan și G. F. Gorbulski* — Coeficientul de frecare la interacțiunea de forțe piesa turnată formă metalică; Schimb de experiență: Folosirea șpanului de fontă brichetat; Eficacitatea tratării fontei cu aliaje de pămînturi rare; Noi aliaje pentru lagăre; Itriu-sferoidizator al grafitului; Turnarea babitului B. K. — 2 pentru cuzineții motoarelor locomotivei Diesel 2D100; Turnarea părții profilate a roții de lucru a turbocompresoarelor; Conveior cu forme metalice pentru piese de canalizare din fontă; Turnarea greutăților amortizorului transmițătorilor de voltaj înalt; Carborarea fontei în oală; Segmenți de piston din bucșe; Îmbunătățirea sistemului de absorbție a gazelor arse din cuptoarele de uscare superficiale a formelor; Despre problema sistemelor de turnare în ploaie. Tendințe actuale în tehnologia de turnare din străinătate. Materiale de formare; **nr. 12 1962.** *I. A. Șulte și G. I. Gladki* — Perfecționarea topirii electrice a oțelului; *K. I. Vașcenko și V. G. Gorenko* — Materiale conținînd carbon pentru căptușirea maselotei; *D. G. Liubețki* — Turnarea vibratorie a pinioanelor de oțel; *S. I. Gerstenkern* — Despre controlul producției nedeterminate în secțiile de turnătorie; *V. M. Krivoseev* — Mecanizarea complexă a producției în turnătoria uzinei de vagoane din Bacu; *G. G. Beknazar-Luzbasev și M. M. Brulah* — Uscarea nisipurilor de formare în curent de aer cald; *G. Z. Lipovețki și I. I. Karci* — Instalație pentru curățirea pieselor turnate în forme cu modele fuzibile; *N. A. Voronova și colab* — Cercetarea comportării ceriului și sulfului în fonta lichidă; *I. N. Malinocika* — Cu privire la caracterul microsegregației siliciului în fonte; *I. A. Vașukov* — Desulfurarea fontei cu metale rare; *A. S. Vișnevski și N. L. Baturinskaia* — Structura grafitului nodular în fonta modificată; *I. T. Budarin* — Fontă maleabilă modificată cu bismut; *A. A. Sapiro*

— Cercetarea grafitizării secundare la recoacerea fontei maleabile; *M. M. Trubovski* — Influența menținerii metalului în cazul modificării în stare lichidă asupra proprietăților mecanice și a rezistenței la uzură a fontei; *O. I. Koțiubinski* — Tensiuni remanente datorite neomogenității structurale și chimice a materialului piesei turnate; *V. P. Salnikov și A. G. Spaski* — Purificarea aliajelor de magneziu prin metoda filtrării; Schimb de experiență: Determinarea planului de separație la modele și cutii de miez; Îmbunătățirea desbaterii amestecurilor cu sticlă solubilă; Placă universală de suflare; Masă refractară pentru căptușeala diferitelor oale de oțelărie; Modificarea fontei maleabile de cubilou; Îmbunătățirea tehnologiei de turnare a capacelor de motor; Procesul-Sow.

Fonderie nr. 200/1962. *M. Jeancolas și M. Rochier* — Sisteme de atac pentru piesele subțiri din fontă; *C. Mascré* — Efectul vibrațiilor asupra aliajelor topite sau în curs de solidificare; Note bibliografice: Contribuții la studiul incluziunilor de silicați în fonte; Incluziuni de zgură în piesele mari de fontă; **nr. 201/1962** *E. Plénard* — Relații între capacitatea de amortizare, structura și diversele proprietăți mecanice ale fontelor; *J. C. Margerie și colab.* — Contribuții la studiul rezistenței fontelor la șoc termic; *M. Decrop* — Calitatea cocsului de turnătorie. Note bibliografice: Durcisarea aliajelor de plumb conținînd 2—16% stibiu.

Giesserei nr. 20/1962. *S. Balke*— Inginerul și tehnica modernă; *S. Engels și W. Standke* — A doua întîlnire internațională a turnătorilor G.I.F.A. la Düsseldorf între 1—9 sept. 1962; *F. Hämmerli* — Mașini pentru pregătirea turnării; **nr. 21/1962**. *G. Engels* — Instalații mecanice pentru formare și miezuire expuse la G.I.F.A. 1962; *U. Kleinheyer* — Instalații, aparate și accesorii pentru prepararea amestecului de formare expuse la G.I.F.A. 1962; **nr. 22/1962**. Cuptoare de topire expuse la G.I.F.A. 1962; *U. Kleinheyer* — Instalații pentru uscarea formelor și miezurilor expuse la G.I.F.A. 1962; *U. Kleinheyer* — Instalații de încălzire pentru călire și revenire expuse la G.I.F.A. 1962; *W. Büchen* — Mașini și utilaje de turnare precum și instalații pentru dozarea și distribuirea metalului, expuse la G.I.F.A. 1962; **nr. 23/1962.** *G. Engels* — Instalații de desprăfuire expuse la G.I.F.A. 1962; *H. Tillmanns* — Tehnica transportului și închiderii ramelor de formare expusă la G.I.F.A. 1962; *U. Kleinheyer* — Instalații de desbatere și curățire expuse la G.I.F.A. 1962; *D. A. Swardson* — Despre încercările abrazivilor metalici; **nr. 24/1962.** *L. Kucharick* — Aparate de măsură, control și reglare pentru turnătorie expuse la G.I.F.A. 1962; *H. Tillmanns* — Protecția muncii, protejarea de zgomot, higiena expuse la G.I.F.A. 1962; *P. Sieben* — Fonte brute și aliaje de atac pentru metalurgia fierului expuse la G.I.F.A. 1962; *W. Büchen* — Lingouri de metale și aliaje expuse la G.I.F.A. 1962.

B.C.I.R.A. Journal nr. 6/1962 *H. H. Collins și T. J. Glover* — Instalație de probă folosită de B.C.I.R.A. pentru evaluarea corozivității motoarelor de oprire a apei de răcire; *C. T. Moore* — Adaosuri de bismut și telur în vederea eliminării zonei pestrițe în fontele maleabile cu inimă neagră; *W. B. Parkes* — Lianți convenționali folosiți în turnătorie; *J. D. Hill* — Recuperatoare și preîncălzitoare de aer pentru cubilouri; *R. B. Coats* — Cuptoare de topire prin inducție experimentate de B.C.I.R.A.; *A. G. Fuller* — Sisteme de turnare pentru fonte; *M. J. Clifford și A. D. Morgan* — Formarea penetrațiilor (crestelor) la turnarea fontei cenușii.

Fonderia nr. 9/1962. — Despre bronzurile de aluminiu; Evacuarea fontei din cubilou și eliminarea zgurei; Piese turnate sub presiune din aliaje de aluminiu (cauze și remedierea defectelor); Desenul pieselor turnate; Tratamentul termic al fontei cu grafit coloidal; Desvoltarea cubiloului răcit cu apă; Grafitizarea în baie de săruri aplicată fontei cu conținut ridicat de sulf; Noi orizonturi ale automatizării în metalurgie și siderurgie; **nr. 10/1962**. Expoziția G.I.F.A. la Düsseldorf; *D. E. Krause* — Controlul rapid al carbonului echivalent în fontă; Cuptor de inducție sub vid; Măsurarea vîntului în cubilou; *H. D. Merchant* — Concepții noi în metalurgia fontei :celulele eutectice; Creuzete și refractare în turnătorie; Cupru în oțeluri și fonte; Folosirea ultrasunetelor în metalurgie; *L. U. Agosteo* — Stadiu de răspîndire a utilajului pneumatic în turnătorie.

La fonderie belge nr. 9/1962. *F. Hudson* — Efectul interacțiunii metal-formă și al grosimii secțiunilor asupra proprietăților pieselor turnate din bronz; *C. Watts și D. D. Crosthwaite* — Producerea de lingotiere în Anglia; Note bibliografice: Determinarea rapidă a carbonului echivalent dintr-o fontă.

Öntöde nr. 9/1962. *S. Tunder și H. Höhle* — Folosirea oalelor basculante; *J. Toth* — Anomalii la transformarea eutectoidă a fontei cenușii; *Gy. Szende și colab.* — Cîteva probleme despre dezvoltarea producției de piese turnate din metale ușoare în Ungaria; *A. Buzanszky* — Studierea turnării în vid a metalelor ușoare; *I. Barany* — Cîteva probleme nerezolvate privind organizarea turnătoriei; *B. Tamas și J. Imre* — Studiul producerii pistoanelor din metale ușoare în Uniunea Sovietică; **nr. 10/1962.** *E. Barth* — Tehnologia întăririi formelor cu CO_2; *Gy. Seffel* — Pregătirea modelelor și tehnologia turnării; *P. Vitanyi* — Tratamentul termic al aliajelor de aluminiu refractare; *I. Barany* — Mecanizarea programării producției unei turnătorii; **nr. 11/1962**. *F. Varga și J. Vereskoi* — Efectul barbotării azotului asupra proprietăților fontei turnate; *K. G. Harris* — Experiențe în cubilou; *V. Kovacs* — Executarea modelelor din rășini epoxidice și din ceară pentru turnarea de precizie.

Slévárenstvi nr. 8/1962 — *K. Stransky și M. Keberle* — Efectul recoacerii de omogenizare asupra proprietăților mecanice și contribuții la sudabilitatea oțelului cu crom 13%; *J. Jr. Wolf și J. Wolf* — Influența vitezei de turnare asupra proprietăților mecanice a epruvetelor turnate sub presiune din material CSN 42.4331.03; **nr. 9/1962** — *J. Dlezek* — Capacitatea de desbatere și celelalte proprietăți ale amestecurilor cu CO_2 și cu adaos de „RS"; *R. Kamensky* — Determinarea celor mai convenabile sisteme de turnare tangențială, mai ales pentru cilindrii de fontă.

Przeglad Odlewnictwa nr. 8—9 1962. *J. Szreniawski* — Studiul stării suprafeței și a stratului superficial la piesele turnate din fontă cu pereți subțiri; *P. Januszewicz și A. Czajka* — Metoda determinării compresibilității amestecului; *L. Lewandowski* — Rezistența amestecurilor de formare în stare umedă și anizotropia proprietăților de rezistență; *A. Bygulek* — Posibilitatea folosirii studiului capacității de umplere a formelor la calculul rețelei de turnare; *W. Longa* — Metoda de calcul a mărimii diferitelor tipuri de maselote care se răcesc lent (Bir $\leqslant 0,1$); *Z. Falecki* — Influența vitezei de solidificare asupra structurii și rezistenței aliajelor de zinc; *J. Raczka* — Viteza de descompunere a cementitei eutectice în a doua perioadă de călire a fontei maleabile cu inimă neagră; *J. Piaskowski* — Studiul influenței diametrului eșantionului asupra cineticii grafitizării fontei albe în intervalul de temperaturi 850—950°C.

Stali nr. 9/1962. *E. I. Necrasov și F. N. Moskalina* — Compoziția gazelor la gura furnalului care lucrează cu gaz natural și aer obișnuit; *N. N. Babarîkin* — Presiunea încărcăturii și gazelor în furnal; *A. A. Fafanov și colab.* — Topirea în furnal a încărcăturii cu îndepărtare parțială a prafului înaintea introducerii în cuptor; *V. F. Krilov și colab.* — Despre procedeele hidraulice de granulare a zgurei de furnal; *N. K. Leonidov și E. V. Kocinev* — Consfătuirea asupra proiectului furnalelor de 2000 m^3 actualmente în funcțiune; Noi lucrări de cercetare: *D. A. Litvinenco și V. I. Iakușin* — Turnarea oțelului calmat cu conținut mic de carbon în lingotiere fără maselotă; *V. A. Romeneț și I. E. Funtov* — Compararea indicilor de producție a cuptoarelor Martin de 500 t de la două uzine; *P. V. Scinev* — În legătură cu problema conținutului de hidrogen din oțelul lichid; *M. I. Tehanski* — Influența dezoxidării complexe asupra conținutului de incluziuni nemetalice din oțelul cu conținut mic de carbon; *I. N. Lurie* — Funcționarea convertizoarelor cu aer îmbogățit în oxigen, în străinătate; Noi lucrări de cercetare: *N. M. Ciuiko și colab.* — Suflarea metalului cu gaze inerte în oală sub vid ;*L. I. Aronov* — Recenzia cărții lui A. N. Sokolova „Regimul rațional de lucru al cuptoarelor electrice pentru topit oțel"; Noi lucrări de cercetare: *D. S. Cikașua și O. I. Voitenko* — Influența temperaturii asupra gradului de curățire de nickel al soluțiilor de sulfat de mangan; Noi lucrări de cercetare: *V. K. Fridrihsen și Z. N. Sokolova* — Experiența exploatării cilindrilor laminoarelor semicontinui de benzi înguste la cald; *I. I. Kazanskaia și colab.* — Cauzele apariției defectelor la laminarea transversală elicoidală a profilelor rotunde periodice; *M. I. Grinșdun* — Particularităţile construcţiei şi calculul mecanismului de la agregatul reductor la laminoarele pentru laminat ţevi la rece; *V. L. Kolmogorov şi K. P. Selişcev* — Tragerea la rece a ţevilor cu condiţii îmbunătăţite de ungere; *V. V. Melţer şi colab.* — Recenzia cărţii lui M. M. Safian „Laminarea la cald a tablei la laminoarele continue şi semicontinue"; Noi lucrări de cercetare: *K. V. Dneprenko şi V. G. Borisenko* — Recoacerea de decarburare a rulourilor din oţel de transformator în cuptoare tip clopot; *S. I. Makuhin şi colab.* — Studierea rezistenţei de contact a oţelului pentru şinele de cale ferată; *M. I. Vinograd şi G. P. Gromova* — Studiul incluziunilor în oţelul U10A cu diferite plasticităţi la temperaturi înalte; *B. E. Liubinski* — Influenţa adaosurilor mici asupra proprietăţilor tehnologice şi mecanice ale aliajelor de tip E. I. 607; Noi lucrări de cercetare: *M. N. Seredenko şi colab.* — Rezervele folosirii mai efective a resurselor termoenergetice în metalurgia feroasă; *N. I. Leibovici* — Despre oarecari indici de plan pentru secţiile de ţevi şi uzine; Noi lucrări de cercetare: *M. M. Kotrovski şi G. I. Geller* — Automatizarea complexă a regimului termic al cuptoarelor Martin; Noi lucrări de cercetare: *N. V. Kalaşnikov şi L. R. Stoţki* — Sistemul internaţional de unităţi; **nr. 10/1962.** *B. N. Starşinov şi colab.* — Procesele reducerii şi formării zgurei în furnale la funcţionarea lor cu gaz natural; *G. G. Efimenko şi A. A. Ghimmelfarb* — Reglarea mersului furnalului după creşterea de presiune a gazelor şi repartizarea materialelor pe secţiunea cuptoarelor; *V. A. Busîghin şi colab.* — Reglarea automată a umidităţii încărcăturii aglomerate; *V. V. Poltaveţ* — Legătura temperaturii cu conţinut de oxid de carbon din gaze, pe rază, în partea superioară a furnalului; *I. A. Şkliarevici* — Recenzia cărţii lui S. E. Selezneva „Utilajul fabricilor de aglomerare în siderurgie"; *N. K. Leonidov şi V. V. Danşin* — Recenzia cărţii lui A. P. Gora şi A. A. Zilbermana, „Repararea furnalelor"; Noi lucrări de cercetare: *M. I. Medjibojski şi colab.* — Folosirea combinată a aerului comprimat în cuptoare Martin de mare capacitate; *I. M. Levitasov şi A. A. Cazakov* — Studierea procesului termic al maselotelor lingourilor de oţel calmat; *I. I. Doroskok* — Utilajul secţiilor de convertizoare cu oxigen de capacitatea 100—130 t; *F. D. Voronov şi colab.* — Studierea mersului cuptoarelor Martin de 400 t după reconstrucţie; *N. G. Bogdanova şi V. N. Maslova* — Studierea neomogenităţii chimice a lingourilor de oţel calmat; *G. J. Iankelevici şi E. P. Mateta* — Experienţe de sudare semiautomată a defectelor lingotierelor; Noi lucrări de cercetare: *P. M. Danilov* — Cercetarea noii tehnologii de elaborare a oţelului SH15 în cuptoare electrice; Noi lucrări de cercetare: *V. S. Zeldin şi V. E. Vlasenko* — Defosforarea pirometalurgică a minereurilor cu mangan; Noi lucrări de cercetare: *V. S. Berkovski şi M. I. Lobarev* — Laminarea cuţitului brăzdarului din oţel H12E_1; *A. I. Ţelikov* — Despre influenţa tensionării asupra consumului de energie la laminare; *E. S. Rokotian* — Dependenţa dintre consumul specific de energie şi presiunea metalului pe cilindri; *I. I. Tarnovski şi colab.* — Calculul deformaţiilor în calibrele cu muchie la laminarea profilelor T; *S. A. Frikke şi N. I. Kagan* — Asimilarea tehnologiei de producere a ţevilor pentru gaze cu sudura continuă în cuptor; *M. I. Boiarsinov şi I. P. Sulaev* — Îmbunătăţirea calibrării laminoarelor continue — pregătitoare; *V. H. Faizullin şi V. L. Radinkevici* — Forma optimă a secţiunii transversale a semiprodusului la fabricarea tablei subţiri; *V. P. Markov* — Consfătuirea unională a lucrătorilor din industria de ţevi; Noi lucrări de cercetare: *L. N. Davidova* — Calitatea oţelului de construcţii, dezoxidat în oală cu zgură sintetică lichidă; *V. K. Barzi şi colab.* — Sporirea stabilităţii la coroziune a ţevilor obţinute prin sudură electrică din oţel 1 H. 18 N. 9T; Noi lucrări de cercetare: *P. D. Ernakov şi V. V. Voronkov* — Normalizarea condiţiilor de lucru la repararea canalelor de fum; Noi lucrări de cercetare: *G. I. Iozif* — Construcţia geometrică a cablurilor de tip închis; *V. L. Sikmarenko şi colab.* — Cîntărirea automată a fontei în melanjoarele oţelăriilor.

Stahl und Eisen nr. 20/1962. — *A. Schlöberl şi colab.* — Măsuri luate pentru mărirea producţiei cuptorului cu arc electric; *F. Harms şi W. Riemann* — Măsurarea debitelor de gaze arse şi praf la cuptoarele cu arc electric pe 70 t care utilizează, în parte, oxigen; *W. Gerling şi K. H. Bauer* — Experienţă de exploatare dobîndită în turnarea continuă a oţelului cu conţinut scăzut de carbon; *K. K. Aschendorf şi colab.* — Segregarea în lingourile de oţel necalmat; *A. Schepers şi B. Werner* — Comportarea defectelor produse artificial ale biletelor de oţel nealiat; *O. Martin* — Aprecierea tendinţei de dezvoltare a automatizării în siderurgie; **nr. 21/1962**. *H. Schenck* — Schimbări în aspectele economice ca urmare a noilor dezvoltări tehnice — să luăm ca exemplu producţia de fontă şi oţel; *O. Pawelski* — Influenţa compoziţiei chimice şi a tratamentului prealabil asupra forţei necesare de forjare, asupra schimbării diametrului barei şi proprietăţilor mecanice în timpul prelucrării oţelului; *K. Mietzner* — Studiul asupra stării suprafeţei barelor de oţel trase; *M. Feller — Kniepmeier şi M. Thiele.* — Influenţa impurificării cu cupru şi staniu aupra capacităţii de deformare a oţelului moale nealiat; *K. Wellinger şi colab.* — Valorile caracteristice ale calităţii alicelor şi schimbarea lor în timpul procedeului de decapare cu alice; *F. Stricker* — Schimbarea ionilor pentru regenerarea soluţiilor de decapare cu conţinut ridicat în acid sulfuric; **nr. 22/1962**. *P. Desfossez* — Studiul fabricării bramelor pentru laminoarele de benzi late şi tablă groasă, prin procedeul de turnare continuă; *P. Ischebecke şi colab.* — Injectarea uleiului greu în furnal la temperaturi ridicate ale aerului şi cu încărcătură complet pregătită; *A. Mund* — Studiul posibilităţilor diferitelor procedee de degazare şi tratament sub vid a oţelului lichid; *R. D. Baare şi colab.* — Măsuri pentru diminuarea formării incluziunilor oxidice în timpul turnării şi solidificării oţelurilor necalmate cu conţinut scăzut de carbon; *H. Jungk şi J. Kretzer* — Experienţe căpătate la un laminor reductor pentru laminarea la cald a sîrmei de oţel; *W. Rädeker* — Influenţa galvanizării la cald asupra rezistenţei oţelului de construcţii nealiat; *H. Krainer* — 50 ani de oţel inoxidabil; *W. A. Fischer şi A. Hoffmann* — Proprietăţile mecanice şi tendinţa de fragilitate la rupererea fierului pur cu 0,001—0,144 % O şi 0,001—0,028 % C; *H. Knüppel şi A. Stumpf* — Controlul integral al calităţii, metodă nouă pentru soluţionarea problemelor vechi; *H. Taxhet şi colab.* — Compararea metodelor de luare a probelor folosite în uzine pentru dozarea hidrogenului în oţelul lichid; **nr. 23/1962**. *R. Graef şi colab.* — Suflarea fontei de afinare în convertizorul Thomas; *G. Heynert şi colab.* — Substituirea peletelor de aglomerat cu încărcătură complet preparată la furnal; *E. Plöckinger şi B. Tarmann* — Producerea de benzi late pornind de la brame turnate continuu; *H. Kirmse* — Manipulatoare şi instalaţii de manevrare pe sol ca mijloace de mecanizare într-o forjă cu ciocane cu cădere liberă; *D. Pohl* — Studii metalografice asupra formării rupturilor la oboseală în oţelurile de construcţie nealiate; *I. Lange — Kothe* — Introducerea maşinii cu vapori în industria siderurgică a regiunii industriale Rhenania — Westfalia; **nr. 24/1962**. *F. A. Springorum* — Aprovizionarea cu materii prime a regiunii Saar şi efectele sale asupra industriei siderurgice actuale; *G. Heynert* — Impresii culese în timpul unei vizite la cîteva furnale din Japonia; *G. Heynert* — Impresii culese în timpul unei vizite la cîteva furnale din U.R.S.S.; *G. Becker* — Încercări de corodare atmosferică pentru eliminarea pojghiţei de oxizi a tablelor de oţel obţinute prin diferite metode de turnare şi laminate la diferite temperaturi finale; **nr. 25/1962**. *M. Hampel şi D. Horstmann* — Influenţa galvanizării la cald asupra rezistenţei la eforturi alternative a tablelor subţiri laminate la rece; *F. Stricker* — Studiul metodelor de măsurare a grosimii stratului protector de zinc; *G. von der Dunk* şi *B. Meuthen* — Folosirea metodelor chimice şi fizice pentru controlul băilor de decapare de acid sulfuric şi clorhidric; *S. Mennenöh şi H. J. Engell* — Metodă de măsurare a eficacităţii inhibitorilor în băile de decapare; *H. Krautmacher şi F. Greis* — Încercări de trefilare asupra sîrmei de oţel cu conţinut ridicat de carbon şi cu diametru final de 5,0 mm; **nr. 26/1962**. *H. K. E. Müller şi E. Peetz* — Injectarea calcarului prin fundul convertizoarelor şi eliminarea formării de depozitări la gurile de vînt; *B. Tarmann* şi *E. Plöckinger* — Importanţa plierii biletelor la construcţia instalaţiilor de turnare continuă pentru oţel; *R. Schustek* — Fabricarea şi comportarea cărămizilor de dolomită pentru căptuşirea cuptoarelor electrice cu arc; J. *Gerlach* şi *colab.* — Contribuţii la studiul îndepărtării zincului din praful de la gura furnalului; *K. von Bogdany* şi *E. Klar* — Echilibre de reducere a oxidului de zinc şi îndepărtarea zincului din bulele de gaz; *M. Kroneis* şi *colab.* — Dezvoltarea procedeelor economice de scurtă durată pentru recoacerea de înmuiere în cuptoare rulante cu mers continuu.

Journal of the iron and steel institute nr. 10/1962. *I. S. Scott — Maxwell* — Tendinţele producţiei de tablă cositorită; *P. Desfossez* — Turnarea continuă a sleburilor pentru benzi late şi laminoare de tablă groasă; *A. Mund* — Metode de degazare şi tratament sub vid a oţelului lichid; *K. J. Irvine* — Dezvoltarea producţiei oţelului de înaltă rezistenţă; *R. Graef şi colab.* — Obţinerea oţelului din fonta brută cu conţinut mic de fosfor în convertizorul Bessemer bazic; *P. M. Worthington* — Economii rezultate la transportarea materialelor în siderurgie.

Archiv für das Eisenhüttenwesen nr. 9/1962. *A. W. Fischer şi A. Hoffmann* — Viteza de absorbţie şi solubilitatea azotului în fierul lichid conţinînd fosfor, funcţie de oxigenul dizolvat; *H. Schenck şi colab.* — Echilibrul sulfului între fierul lichid saturat cu carbon şi zgurele $CaO-SiO_2-Al_2O_3-MgO$ la 1550°C; *H. Schenck şi colab.* — Cercetări asupra absorbţiei azotului în aliajele de fier lichid într-un domeniu de presiuni mergînd pînă la 4 atm; *H. Ploum* — Dozaj fotometric rapid al staniului în oţelurile nealiate; *W. Dahl şi E. Lenz* — Particularităţile recristalizării tuburilor trase la rece din oţel feritic cu crom X10.Cr. Al. 24; *W. Pepperhoff şi colab.* — Contribuţii la stabilirea sistemului Cr-Fe-C în domeniul fero-cromului tehnic; *L. Kirschfeld* — Influenţa formei geometrice asupra vitezei de oxidare a tablei subţiri în oxigen; *W. Schmidt şi A. Steinen* — Influenţa pregătirii suprafeţelor de încercare asupra profunzimii ecruisării şi a durităţii Vickers la şarjele uşoare de metale neferoase; *S. Palnqvist* — Măsurarea tenacităţii metalelor dure după efortul de fisurare în timpul încercării Vickers; *M. Nacker şi colab.* — Contribuţii la studiul cineticii fritajului prin presiune a carburii de tantal; **nr. 10/1962**. *R. Hermann şi W. Lang* — Progrese noi ale fotometriei flăcării prin emisie şi absobţie; *H. A. Vogels şi colab.* — Influenţa combinată a condiţiilor de deformare, segregare şi a incluziunilor asupra caracteristicilor longitudinale şi transversale ale tablelor groase; *W. A. Fischer şi R. Uberoi* — Încercări de topire zonară asupra aliajelor de fier şi oţel tehnic; *F. Erdmann-Jesnitzer şi W. Precht* — Măsurarea magnetică a îmbătrînirii fierului datorită azotului; *H. Mühlberger* — Variaţia de volum şi formarea structurii fontei turnate în timpul cristalizării; *P. Höller şi E. Lechky* — Încercarea tablelor cu grosime 3—20 mm cu ajutorul undelor ultrasonore Lanb; *W. Pepperhoff şi H. E. Bühler* — Verificarea metalografică a formării feritei în oţelurile austenitice cu nichel-crom; *E. Schmidtmann şi colab.* — Capacitatea de amortizare a aliajelor prin molibden funcţie de temperatura de lucru, de deformarea la rece şi de tratamentul termic; *R. Vogel* — Acţiunea defavorabilă a cromului asupra miscibilităţii în sistemul fier-nichel-sulf.

Revue de métallurgie nr. 9/1962. *Gh. G. Thibaut* — Folosirea raţională a minereurilor de Lorena; *A. Roederer şi colab.* — Mersul cu procent mare de aglomerat şi de alură forţată a furnalului nr. 2 din Mont-Saint-Martin; *G. Urbain* — Studiul asupra formării fumurilor roşii la suflarea cu un jet de oxigen a suprafeţei metalului lichid; *A. Isaia şi colab.* — Studiul variaţiilor conţinutului de hidrogen al oţelului în cursul elaborării sale prin procedeul duplex convertizor acid-cuptor electric bazic; *N. Volianik* — Desulfurarea fontelor; *P. Bastien şi P. A. Portevin* — Influenţa oligo-elementelor alfagene (aluminiu şi staniu) asupra forjabilităţii oţelului carbon semidur; *E. Pouillard* — Sudarea manuală a plăcilor groase de oţel cu mangan-molibden-vanadiu; *J. Guyot* — Dinamica unui ambutisaj mixt; **nr. 10/1962**. *J. Cordier şi colab.* — Injectările în furnal; *L. de Saint-Martin şi F. Himber* — Combustie pulsatorie în cowpere; *G. Namy* — Probleme ale construcţiei maşinilor de turnare continuă; *P. F. Martin şi colab.* — Studiul fragilităţii oţelurilor sudabile cu mangan-molibden în cursul revenirii de detensionare după sudare; *M. Ferrero şi G. Timo* — Contribuţii la problema fulgilor în biletele laminate. Studiul variabilelor metalurgice; *R. Meillat şi M. Croutzeilles* — Tratament de omogenizare a biletelor de aliaj aluminiu-magneziu-siliciu, destinate tragerii; *G. D. Denyer* — Compararea eficacităţii clorului, azotului şi amestecurilor clor-azot pentru degazarea aliajelor aluminiu-cupru-magneziu; *L. Pons* — Studiul anumitor relaţii, deduse din experienţe simple, între frecare, uzură şi starea suprafeţei; *R. J. Fiorentino şi J. W. Spretnak* — Studiul unui model de poanson în formă de calotă sferică pentru extruderea inversă a titanului. Comparaţie cu poansoanele conice.

Les mémoires scientifiques de la Revue de métallurgie nr. 9/1962. *A. Desestret* — Aplicarea potenţiostatului la studiul coroziunii intergranulare a oţelurilor inoxidabile austenitice; *R. Castro şi R. Tricot* — Studiul transformărilor izoterme în oţelurile inoxidabile semiferitice cu 17% Cr. I. Natura şi morfologia produselor transformării; II. Rolul carbonului şi azotului; *J. Richerd* — Rolul lantaniului şi ceriului în purificarea fierului. Studiul reacţiilor cu oxigenul, sulful şi carbonul dizolvat; *J. Jacquesson* — Studiul structurilor micrografice create în fier prin unde de şoc. Legătura cu transformarea fazică $\alpha \rightarrow \gamma$; **nr, 11/1962.** *A. Kohn* — Studiu prin analiză termică a solidificării oţelurilor; *H. de Leires* — Exemple de aplicare a încercărilor de rupere după Irwin a diverselor aliaje de mare rezistenţă; *J. Mondon şi colab.* — Studiul ciclului termic al bicristalelor şi monocristalelor de zinc; *J. Peix şi G. Cizeron* — Compararea comportării la ciclul termic în faza α a uraniului fritat prin extrudere şi a uraniului masiv; *F. Dabosi* — Contribuţii la studiul influenţei purităţii fierului asupra anumitor proprietăţi magnetice ale sale şi asupra amortismentului său intern.

La metallurgia italiana nr. 8/1962. *L. Riccoboni şi M. Fiorani* — Spectroscopia masei şi aplicarea sa la problemele de interes metalurgic; *E. W. Salpeter* — Analize spectrale în ultravioletele îndepărtate; *R. de Leone şi colab.* — Determinarea spectrografică a borului, aluminiului, fierului, cromului, manganului în compuşii uraniului; *R. Intonti şi A. Taddeucci* — Spectrul de arc al fierului cu 391 linii analitice de arc a 55 elemente de la 2327 la 6750 Å; *R. Intonti şi A. Taddeucci* — Iluminarea suplimentară în analiza spectrografică; *L. Alladio şi A. Bini* — Note asupra spectrografiei cuprului; *V. de Leo* — Linia Fe 2714, 41 Å şi 3888,51 Å ca linii de comparaţie în analiza cuantometrică a oţelurilor rapide. Consideraţii asupra aplicabilităţii în această analiză a coroziunii Fe cu ajutorul „efectului Beam"; *R. Intonti şi colab.* — Influenţa ionizării în dozarea metalelor alcaline cu ajutorul analizei spectrale de emisie cu flacără; *F. Potenza şi M. Potenza-Fiorentini* — Determinarea semimicrocantitativă a germaniului în prezenţa zincului cu ajutorul fluorescenţei X; *L. Pavloni* — Consecinţe spectroscopice ale conceptului stadiului de valenţă. Stadiul valenţei atomilor în soluţiile de metale; *E. Crepa şi colab.* — Cercetări asupra unor metode colorimetrice de determinare a hafniului în prezenţa zincului; *L. Lorenzini şi colab.* — Separarea şi determinarea spectrofotometrică şi spectrografică a pămînturilor rare în compuşii de uraniu; *L. Lorenzini şi colab.* — Determinarea spectrofotometrică a siliciului în compuşii de uraniu; *L. Braicovich şi M.F. Landi* — Contribuţii la determinarea fotometrică a conţinuturilor mici de Al cu ajutorul folosirii stilbaro; *G. Picasso* — Determinarea spectrofotometrică a silicei din calcare şi minerale; *B. Polli* — B5C: un nou aparat cu citire directă de înaltă calitate şi preţ mediu; **nr. 9/1962.** *R. Cazaud* — Cercetări asupra frecării şi dezvoltării în Franţa a cîtorva procedee în vederea creşterii rezistenţei la uzură; *L. Locati* — Fenomene de uzură mecanică şi experimentarea lor; *O. Masi* — Chimistul în siderurgia italiană. Rezultatele unei anchete; **nr. 10/1962.** *T. Mishima* — Dezvoltări recente în fabricarea magneţilor permanenţi în Japonia; *A la Vecchia şi B. Rivolta* — Influenţa orientării cristalografice asupra atacului monocristalelor metalice.

Hutnické Listy nr. 10/1962. *J. Mach şi V. Rybar* — Posibilităţi de intensificare şi de raţionalizare a procedeului Krupp-Renn; *R. Klika* — Intensificarea regimului termic al cuptoarelor Martin; *V. Friedrich* — Contribuţii la procesul metalurgic de obţinere a oţelului Ni-V destinat pieselor forjate: arbori de rotoare şi turbogeneratoare; *F. Poboril şi colab.* — Rezistenţa la coroziune a oţelurilor austenitice inoxidabile cu crom-magneziu cu nichel şi molibden; *J. Vinopal şi G. Pisa* — Metalurgia sistemelor semiconductoarelor de tranziţie p-n; *J. Jezek şi J. Voboril* — Metodologia pregătirii lamelor subţiri pentru studiul structurii metalelor cu ajutorul microscopului electronic.

Avtomobilnaia promîşlennosti nr. 8/1962. *A. B. Branikov* — Parametrii de bază ai pachetelor cu încărcături şi completelor de ambalaj; *Z. L. Sirotkin, A. G. Denisov* — Tipajul de perspectivă al camioanelor de carieră de mare capacitate fabricate de uzina Belorus; *A.*

N. Moiseicik — Calităţile de pornire ale motorului ZIL — 130 ; *I. A. Kogan* — Studiul deplasării supapelor motorului ZIL — 111 ; *S. M. Podolski* — Cavitaţia în sistemul de răcire a motorului de automobil ; *V. N. Iscenko* — Influenţa unghiului de bracaj al roţilor asupra poziţiei centrului de înclinare ; *N. V. Divakov, I. A. Levin* — Despre acţionarea raţională a punţilor din mijloc şi spate a automobilului de tip 6 × 6 ; *S. S. Ermilov, A. S. Andieev, A. N. Briling, O. D. Makarovski* — Studiul calităţilor de tracţiune ale autotrenului cu acţionare prin buster a axului motor al semiremorcii ; *K. M. Atoian, I. N. Kaminski* — Acţionarea electropneumatică a mecanismelor uşilor autobuzului de oraş IAZ—695 B ; *I. T. Vorobiov, V. M. Molîşev* — Încercările modelelor experimentale de cutii de viteze IaMZ ; *G. A. Malişev* — Unele căi de mărire a duratei de funcţionare a autobuzelor ; *V. I. Nicolaev* — Aparat pentru măsurarea instantanee a depresiunii ; *I. K. Esenovski-Laşkov, E. I. Lebedev* — Stand pentru încercarea suprafeţelor de oţel în cuplul pinion-arbore al cutiei de viteze a automobilului ; *N. P. Koplesnikov* — Starea tensionată-deformată în cazul unei ambutisări înaintate ; *L. K. Erşov* — Economia de energie electrică în producţia de piese sudate ; *L. A. Brahman* — Determinarea prelucrării relative a fontelor prin metoda strunjirii frontale ; *E. I. Natanzon* — Un nou proces tehnologic de tratament termic al roţilor dinţate conduse de la puntea din spate a automobilului GAZ-51 cu utilajul nou ; *A. M. Mansurov* — Tipuri noi de camioane fabricate de uzina Tatra ; *E. A. Blonstein* — Automatizarea lucrărilor de montaj.

Avtomobilnaia promîşlennosti, nr. 9, 1962. *A. M. Ghilman* — Folosirea maşinilor electronice de calcul pentru automatizarea proiectării tehnologice ; *N. S. Jdanovski, N. N. Ghitlin, A. V. Nicolaenko* — Studiul procesului de lucru al motorului GAZ-21 cu aprindere prin injecţie de flacără în cazul formării amestecului în carburator şi prin injectarea combustibilului ; *A. N. Moiseicik* — Reglajul carburatoarelor pentru pornire ; *I. V. Danilov* — Evoluţia formei caroseriei autoturismului ; *M. I. Lurie, K. I. Sîtin* — Ridicarea caracteristicilor hidrotransformatorului în regimul de accelerare prin încercarea automobilului pe stand ; *N. F. Kliucico* — Proiectarea diferenţialelor cu două rînduri de came cu dispunerea radială a tacheţilor ; *D. B. Ghelfgat, N. I. Voronţova, N. I. Beliakov* — Metodica şi echipamentul necesar la încercarea caroseriei autobuzelor la rezistenţă ; *M. I. Pogosbekov* — Randamentul automobilului ; *G. M. Wasserman, V. I. Decev, V. D. Oliak* — Alegerea raţională a formei şi locului de dispunere a prizelor de aer pentru modelele de perspectivă ale automobilului „Zaporojeţ" ; *K. I. Gvineria* — O metodă aproximativă de determinarea volumului camerei de cauciuc cu inserţie a suspensiei de automobil ; *M. S. Blanter* — Articulaţie hidraulică pentru maşinile de transportat tuburi ; *G. V. Stoskevici* — Conducerea semiautomată şi automată a închizătoarelor pereţilor platformelor autobasculante aparţinînd camioanelor, semiremorcilor şi remorcilor ; *P. I. Zemskov, I. D. Pogorelov* — Studiul uzurii segmenţilor de piston din fontă de înaltă rezistenţă ale motoarelor de automobil ; *P. V. Mînkin* — O construcţie specială a axului principal pentru prelucrarea alezajelor pînă la minimum în capetele cu mai multe axe : *A. S. Skvorţov* — Automat pentru tăierea electrică a cablurilor de oţel ; *V. M. Novikov* — Matriţă-semiautomat pentru executarea plăcilor de jaluzea ale radiatorului ; *N. I. Letciford* — Experienţa folosirii oţelului carbon în executarea roţilor dinţate conduse de la puntea din spate a automobilului ; *D. I. Burstein* — Semiautomat pentru deznituirea tijei supapei amortizorului prin încălzire electrică ; *A. P. Ghindis, A. A. Berşiţki* — Curăţirea şi degresarea segmenţilor de piston ai motoarelor cu ardere internă cu ajutorul ultrasunetelor ; *A. A. Rîşkin, V. T. Kamenev* — Rularea la rece a pinioanelor de oţel cu modul mic în producţia de masă ; *E. N. Zaicenko, S. S. Karasev* — Traductor pentru măsurarea turaţiei rotorului turbosuflantei de supraalimentare ; *I. P. Utkin* — Încărcarea automobilelor printr-o metodă nouă ; *A. G. Solnikov* — Mandrină cu vîrfuri libere de dimensiuni mici.

Avtomobilnaia promîşlennosti, nr. 10, 1962. *A. A. Anders* — Industria de automobile în cei 45 de ani de putere sovietică ; *M. S. Sluţker* — Mecanizarea lucrărilor de transport şi depozitare ; *P. I. Smolinski* — Tipajul de perspectivă al automobilelor de turism ; *A. S. Steinberg* — Rezistenţa hidraulică a camerei de ardere inelare a turbinelor cu gaze cu flux inversat ; *I. A. Popov* — O metodă nouă de construcţie a caracteristicii de reglaj după compoziţia amestecului ; *V. M. Semenov, R. G. Armaderov* — Metodica determinării coeficientului de angrenare a roţii elastice cu o suprafaţă deformabilă ; *A. M. Gorelik, I. M. Pevzner* — Regulatoare automate ale poziţiei caroseriei pentru suspensiile pneumatice ; *E. E. Hmelniţki* — Criteriile şi metoda de apreciere a eficacităţii termice a elementelor radiatoarelor de automobil ; *M. I. Reţker* — Economicitatea şi dinamica automobilului MAZ-200 cu noul motor Diesel IaMZ-236 ; *V. A. Illarionov* — Înclinarea transversală a caroseriei şi stabilitatea automobilului ; *L. I. Kardaşin* — Studiul unor factori tehnologici care influenţează ajustarea şi epura presiunilor radiale ale segmenţilor de piston ; *Ţ. M. Vol* — Îmbinarea cu ulei a ansamblurilor de frînare şi discurilor de angrenare ale camioanelor ; *K. Z. Sepeliakovski* — Călirea superficială a pinioanelor punţii din spate din oţel cu posibilitate de călire redusă 55PP ; *S. P. Talalaev, V. P. Alenicev* — Mecanizarea strîngerii, transportării şi prelucrării deşeurilor provenite din tablele metalice ; *E. M. Berliner* — Precizia tăierii filetului la liniile automate.

Automobil, nr. 9, 1962. *J. Rafl, E. Ritschl* — Noua motocicletă Jawa de 250 cm^3, model 559/02 ; *P. Hrdlicka* — Principiile constructive ale angrenajelor conice hipoide ; *J. Bartos* — Influenţele maselor rotative asupra accelerării automobilului.

Automobil, nr. 10, 1962. *J. Kames* — Reglarea răcirii cu aer a motoarelor ; *J. Bedros* — Controlul geometriei punţii din faţă a autoturismelor ; *Z. Lastovka* — Planificarea reparaţiilor automobilelor şi motoarelor lor ; *M. Apetaur* — Înclinarea automobilului şi încărcările dinamice ale axelor la frînare.

Kraftfahrzeugtechnik, nr. 9, 1962. *K. Richter* — Filtre pentru motoarele cu ardere internă ; *W. Groschupp, Chr. Müller* — Încercările carburatoarelor ; *W. Siepmann* — Noţiunea de cilindree totală la motoarele cu pistoane rotative şi formula puterii ; Încercările motociclelei MZ — ES — 250/1 ; *H. Kluger* — Indicatori pentru determinarea intervalelor de întreţinere la autocamioane.

Kraftfahrzeugtechnik, nr. 11, 1962. *W. Walther* — Încercarea sistemului cu două pedale pentru autoturisme ; *A. Jante, M. Jahn* — Calculul frînelor ; *P. Wittber* — Combustibili şi lubrifianţi pentru motoarele auto moderne ; Încercarea autoturismului Trabant de 500 cm^3 şi cutia de viteze sincronizată ; *V. Pauer, Z. Jilek* — Troleibuzul Skoda 9 TR.

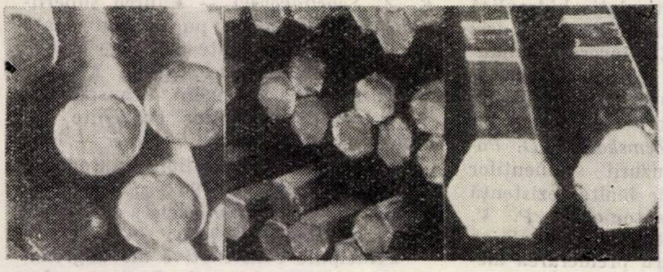
Motortechnische Zeitschrift, nr. 10, 1962. *H. Buschmann* — Conferinţa CIMAC — 1962, rezumatele comunicărilor ; *Chr. Irmler* — Solicitări termice în chiulase ; *K. Saji* — Motorul Diesel în patru timpi de 1,5 l, fabricat Mitsulishi Nippon ; *H. Holzapfel* — Turbină cu gaze cu ciclu închis pentru încălzire.

Automobil Engineer, sept., 1962. Suspensia hidroelastică ; Transmisia Perbury cu raport continuu variabil de transmisie ; *J. R. K. Parry* — Teoria şi practica oscilaţiilor mecanismului de direcţie ; Automobilul Morris 1 100 ; *R. J. Luke* — Accelerometru înregistrator ; Şasiul Bristol de autobuz cu motor la spate ; *M. J. Sargeaunt* — Calculatoare pentru producţie ; Acoperire prin vid.

Revista „Metalurgia şi Construcţia de Maşini", organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi administraţia Bucureşti str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon: 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : Publicaţiile Tehnice MMCM — cont 070149 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : 100 lei anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Intreprinderea Poligrafică nr. 2, str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 3707

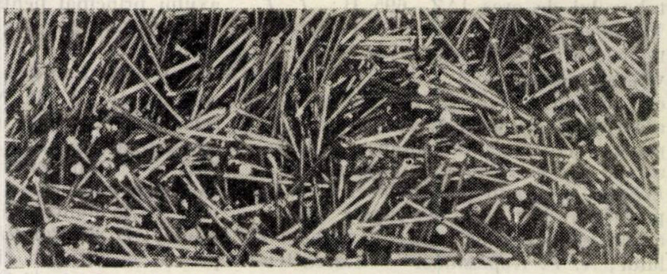
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

PRODUSE METALURGICE

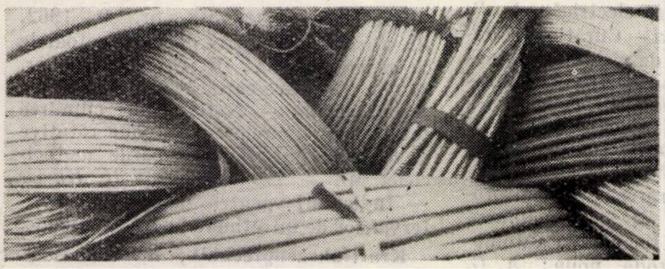


Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri de carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale.

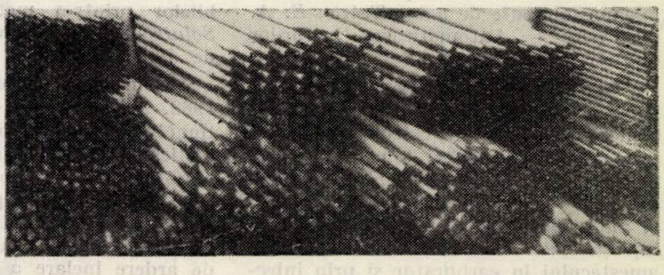
Bare trase • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.



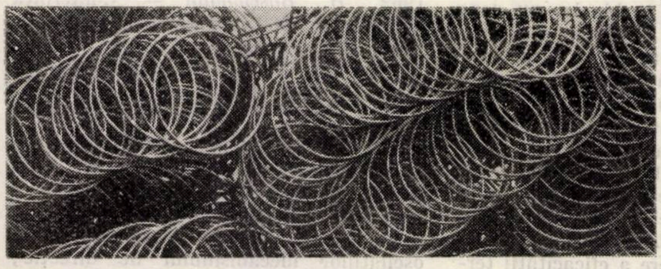
Cuie · de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier · cuie spintecate · din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.



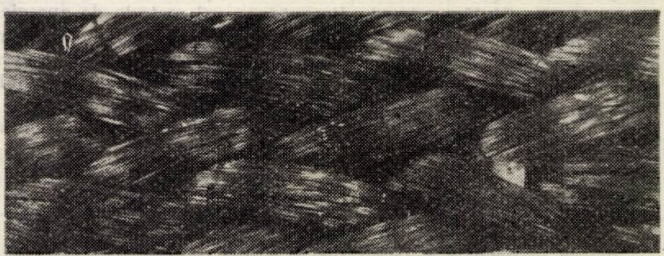
Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac. **Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV** • **Bandă izolatoare**.



Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi, pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi fonte.



Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale din sîrmă de oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.



Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite întrebuinţări.
Sîrme trase neferoase • din cupru, şi din alamă.
Sîrme zincate • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.

INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA TURZII ● STR. MALINOVSKI Nr. 133 ● TELEFON: 2, 9, 14 şi 32 ● REG. CLUJ

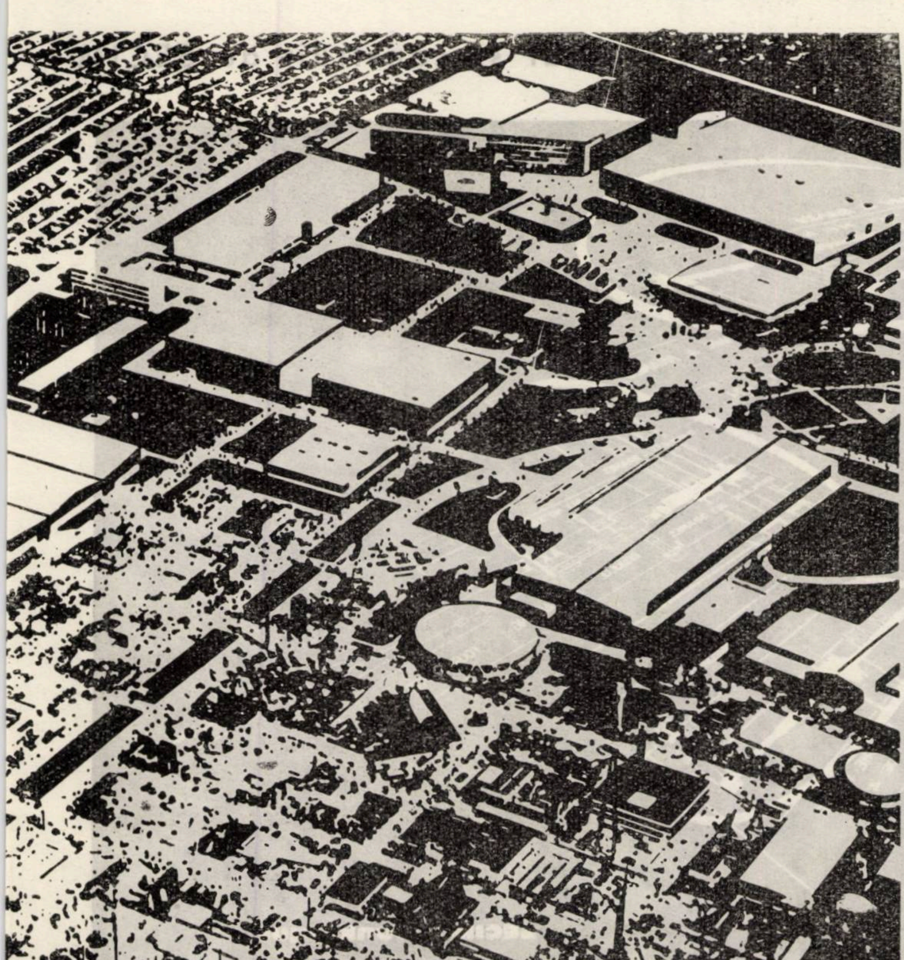
Din programul de fabricație al

UZINEI „VULCAN" BUCUREȘTI

UZINA VULCAN BUCUREȘTI

EXECUTĂM ȘI LIVRĂM ÎN ȚARĂ ȘI STRĂINĂTATE

- **UTILAJ PETROLIER:** Unități de pompare, cu pompe cu piston duplex și triplex ◆ Separatoare de gaze și țiței, cu presiuni de 8—70 kgf/cm².
- **CAZANE DE ABUR CU DEBITE:** 6,5—120 t/h și presiuni de 8—140 kgf/cm² pentru toți combustibilii indigeni ◆ Cazane recuperatoare de căldură tip KU-40 și US-2,6 ◆ Cazane de apă fierbinte pentru termoficare pînă la 100 Gkal ◆ Cazane „Vuia" de 1 și 3 t/h, automatizate.
- **UTILAJ CHIMIC:** Decantoare, rezervoare cilindrice, coloane cu diferite utilizări etc.
- **CONSTRUCȚII METALICE:** tubulare și din profile sudate, modernizări de utilaje, dispozitive, utilaje pentru industria materialelor de construcție și siderurgie.



HANNOVER MESSE

1963 28 April—7 Mai

20 DE PAVILIOANE SPECIALIZATE ÎNTR-UN MARE TÎRG DE MOSTRE

Astfel denumeşte ziarul „Göteborg's Handels- och Sjöfarts-Tidning", tîrgul de mostre de la Hanovra, iar ziarul „Frankfurter Allgemeine Zeitung" afirmă că este un tîrg internaţional complet. Exponatele prezentate la acest mare tîrg sînt reprezentative atît sub aspectul varietăţii sortimentelor expuse, cît şi din punct de vedere teritorial.

Printre cei 4 400 expozanţi germani şi 1 100 expozanţi din 25 ţări industriale ale Europei şi Americii de Nord, se află firme de mare prestanţă. Ele sînt larg reprezentate la tîrgul de la Hanovra prin intermediul organizaţiilor lor comerciale, ca şi întreprinderile mijlocii de altfel (care reprezintă ponderea cea mai mare a expozanţilor) şi întreprinderile mici cu un grad avansat de specializare a producţiei.

Timp de 10 zile, 40 000 de tehnicieni şi reprezentanţi comerciali stau la dispoziţia celor interesaţi pentru prezentarea instalaţiilor, agregatelor şi bunurilor de consum expuse în standuri şi pe terenurile expoziţiei.

Această expoziţie prilejuieşte întîlniri cu reprezentanţii autorizaţi ai firmelor expozante ale căror rezultate se fac cunoscute atît la tîrgul de mostre din Hanovra cît şi după închiderea lui.

12 rue de Metz — Courbevoie (Seine) — FRANCE
Telefon: DEF. 42—60

SECIM

SECŢIA LAMINOARE

Etablissements

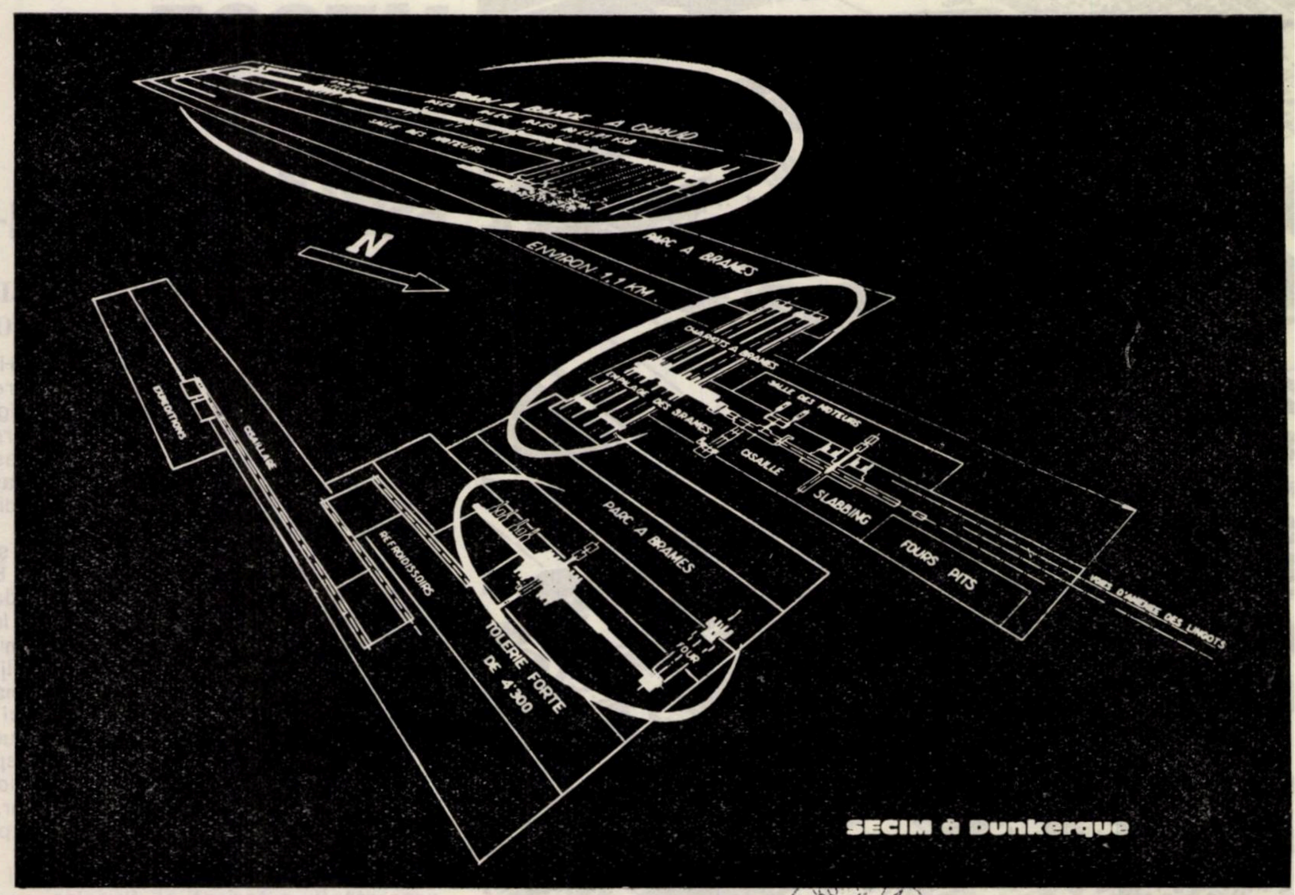
Delattre & Frouard

Réunis

SECIM a participat la construcţia laminoarelor de la Dunkerque cu:

- **— Laminoare de tablă pentru secţia de tablă groasă de 4 300**
- **— Stivuirea şi evacuarea bramelor din sleburi**
- **— Tren de laminare continuă la cald de benzi de 2 000**

În total circa 16 000 t utilaj studiat şi construit de SECIM


TRAIN A BANDES A CHAUD
SALLE DES MOTEURS
N
ENVIRON 1,1 KM
PARC A BRAMES
CHARIOTS A BRAMES
EMPILAGE DES BRAMES
SALLE DES MOTEURS
CISAILLE
SLABBING
FOURS PITS
VOIES D'AMENEE DES LINGOTS
EXPEDITIONS
CISAILLAGE
REFROIDISSOIRS
PARC A BRAMES
TOLERIE FORTE DE 4'300
FOUR

SECIM à Dunkerque

MŰSZAKI KÖ TÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

СОДЕРЖАНИЕ

Металургия

ДК 621.746.393 : 669.18.013.5

С. Чиокэрлие: **Повышение прочности изложениц на Хунедоарском металлургическом комбинате.**

В статье рассматривается вопрос улучшения удельного расхода изложениц на Хунедоарском металлургичесном комбинате посредством усовершенствования конструктивных параметров. Приводится пересчет конструктивных параметров по нормам СССР, В.И.С.Р.А., Т.Г.Л., Франции, причем делаются необходимые заключения.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 97–102

ДК 621.745.343

М. Маринеску, К. Брэтеску и Г. Штефэнеску: **Вагранка с распределением воздуха.**

Анализируются результаты полученные с вагранкой с распределеннием воздуха. Отмечается, что степень сгорания, горение металла и производительность вагранки не подвергаются влиянию распределения воздуха, а зависят, так же как и обычные вагранки от количества и характеристики кокса и объема вдуваемого воздуха.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 102–108

ДК 621731.44 : 621.785.8

П. Илиеску, К. Ризеску и В. Урсу: **Охлаждение кованых заготовок из хром-никелево-молибденовых сталей.**

Анализируются режимы охлаждения кованых заготовок из строительной стали Cr—Ni—Mo. На основе водородноструктурной теории образования флокенов приводятся результаты лабораторных испытаний влияния различных режимов переохлаждения на устойчивость переохлажденного аустенита. Полученные данные послужили для разработки нового цикла охлаждения заготовок из стали 35 MoCN 20. Новый цикл, отличаясь меньшей продолжительностью ведет к повышению производительности охладительных канав.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 109–113

ДК 669.715 : 621.97.07 : 621.431–242

П. Марку, Е. Василеску, М. Каба и И. Бок: **Пластическая деформация специальных алюминевых сплавов для поршней.**

Освещаются работы прозведенные с целью установления основных технологических параметров высадки, экструзии и штамповки комплексного алюминиевого сплава RR 59, с целью изготовления поршней для мощных дизельных двигателей. Приводятся оптимальные режимы подогрева для экструзии, высадки и штамповки поршней.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 113–117

ДК 621.793.7 : 620.197 : 669.718.56

Ф. Джеорджеску и И. Бурчойу: **Металлизация пульверизацией—новейший способ противокоррозийной защиты металлов и покрытия для алитирования.**

Описываются испытания металлизации пульверизацией с помощью газа в целях противокоррозийной защиты. Среди полученных результатов отмечается использование природного газа вместо ацетилена. Показана технология применения металлизации и ее использования для покрытия алюминием стальных деталей для алитирования.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 117–122

ДК 621.74

А. Ионеску и *Т. Истван*: **Использование цильконьевого песка в формовочных смесях.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 122–126

ДК 669.041.82 : 621.365.5

И. Романчук: **Приспособление для загрузки материалов в вакуумную печь.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 126–127

Машиностроение

ДК 621.431.019.2

И. М. Ленин: **Дозарядка и обратный выброс в процессе пуска в быстроходных двигателях.**

Описываются особые явления, имеющие место к концу впуска в двигателе и разрабатывается расчетный метод впуска с учетом этих процессов, (дозарядка и обратный вопрос).

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 128–131

ДК 678 : 621

Г. Маня: **Взаимозависимость между составом структуры и физико-механическими свойствами пластмасс, применяемых в конструкции органов машин.**

Проведенное исследование выявлет качественно и количественно широкий диапазон колебания физико-механических свойств в зависимости от природы пластмассы, ее структуры, связанной с развитием технологического процесса, введенных присадок или использования других материалов, а также влияние различных факторов, как температура, влажность, время и др.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 132–140

ДК 621.833.38 : 621.923.4

Д. Марош: **Шлифовка эвольвентных червяков.**

Рассматриваются теоретические основы и практическое применение метода шлифовки абразивными плоскими (торцовыми) кругами боковых поверхностей эвольвентных червяков.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 140–145

ДК 631.3 : 629.114.73.012.3 : 338.041

И. Бобош: **Типизация ведущих колес сельскохозяйственных машин.**

Анализируется положение в котором находятся выпускаемые в Румынии сельскохозяйственные машины с точки зрения ведущих колес, причем предлагается их типизация.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 145–158

ДК 621.43 : 620.193

А. Стамбуляну: **О контактной коррозии на некоторых узлах термических двигательных органов.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), № 2, стр. 158–164

Изобретательство-новаторство 165–167
Документация 168–178
Рецензии 179–180
Хроника 181–183
Информации 183–185
Обзор журналов 185–189

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

DK 621.746.393 : 669.18.013.5

S. Ciocîrlie : **Die Steigerung der Dauerhaftigkeit der Kokillen im Hüttenkombinat Hunedoara.**

Im Aufsatz wird die Herabsetzung des Verbrauchs an Kokillen im Hüttenkombinat durch das Studium der konstruktiven Parameter behandelt. Die wichtigsten konstruktiven Parameter werden nach den Normen der UdSSR BISRA, TGL, neuberechnet und die notwendigen Schlussfolgerungen gezogen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S. 97–102

DK 621.745.343

M. Marincescu, C. Brătescu und *Gh. Ştefănescu* : **Heisswindöfen.**

Es werden die im Heisswindofen erzielten Ergebnisse analysiert. Dabei wird festgestellt dass Beheizungsfaktor, Metallabbrand und Produktivität des Kupolofens nicht von der Heissluft beeinflusst werden sondern, wie auch bei normal arbeitenden Kupolöfen, von der Qualität und dem Heizwert des Koks und der eingeblasenen Luft.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H.2, S. 102–108

DK 621.731.44 : 621.785.8

P. Iliescu, C. Rizescu und *V. Ursu* : **Das Kühlen der geschmiedeten Halbfabrikate aus Chrom-Nickel-Molybdän-Stahle**

Die Kühlbedingungen der aus Cr-Ni-Mo-Stählen geschmiedeten Halbfabrikate werden analysiert. Auf Grund der Wasserstoff-Struktur-Theorie der Flockenbildung werden die Ergebnisse der Laborversuche auf den Einfluss verschiedener Kühlbedingungen und der Stabilität des abgeschreckten Austenitz dargelegt. Die erzielten Angaben führten zur Festlegung eines neuen Abkühlzyklus des Halbzeugs aus 35MoCN20-Stahl. Der neue, kürzere Zyklus führt zu einer Produktivitätsteigerung der Abkühlkammern.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S 109–113

DK 669.715 : 621.97.07 : 621.431–242

P. Marcu, B. Vasilescu, M. Caba und *I. Bock* : **Die Weichformung der Sonderalluminiumlegierungen für Kolben.**

Die Verfasser beschreiben die Arbeiten zur Festlegung der wichtigsten technologischen Parameter der Stauchung des Pressens und Matrizierung des komplexen RR59-Alluminiums für die Herstellung von Kolben der starken Dieselmotoren. Ferner werden die optimalen Erwärmungsbedingungen für das Pressen, Stauchen und Matrizieren der Kolben dargelegt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S 113–117

DK 621.793.7 : 620.197 : 669.718.56

F. Georgescu und *I. Burcioiu* : **Metallische Überzüge durch Diffusion, ein modernes Verfahren zum Korrosionsschutz und der Altierung.**

Es werden die Versuche zur Herstellung metallischer Überzüge durch Gasdiffusion hinsichtlich des Korrosionsschutzes dargelegt. Unter den erzielten Ergebnissen wird die Verwendung des Erdgases an Stelle des Azetylens erwähnt. Die Technologie dieses Verfahrens beim Überziehen der Stahlwerkstücke mit Alluminium hinsichtlich der Altierung wird beschrieben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S. 117–122

DK. 621.74

A. Ionescu und *T. Istvan*: **Die Verwendung des zirkonsandes für Formstoffe.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S. 122–126

DK 669.041.82 : 621.365.5

I. Romanciuc : **Vorrichtungen zur Beschickung des Wakuumofens.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S. 126–127

Maschinenbau

DK 621.431.019.2

I. M. Lenin : **Nachfüllung und Ausschieben bei der Einlass in schnellaufenden Verbrennungskraftmaschinen.**

Es werden die einzelnen Prozesse geschildert, die vor dem Abschluss der Einlass im Verbrennungskraftmaschinen vor sich gehen und das Berechnungsverfahren der Einlass ausgearbeitet, wobei die bei den vorangegangenen Prozesse im Betracht gezogen werden.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S. 128–131

DK 678 · 621

Gh. Manea : **Die Wechselbeziehung zwischen der Zusammenstellung der Struktur und den physikalischen und mechanischen Eigenschaften der Kunststoffe, die bei der Herstellung von Maschinenelementen verwendet werden.**

Die vorliegende Abhandlung hebt vom qualitativen und quantitativen Standpunkt aus die grosse Verschiedenartigkeit der physikalischen und mechanischen Eigenschaften hervor, im Verhältnis zur Natur des Kunststoffes seiner Struktur, im Zusammenhang mit der Entfaltung des technologischen Prozesses, den Zusatzstoffen oder der Verwendung anderer Werkstoffe, sowie im Verhältnis zu verschiedenen Faktoren wie Temperatur, Feuchtigkeit, Zeit usw.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S. 132–140

DK 621.833.38 : 621.923.4

D. Maros : **Das Schleifen der Evolvent-Schnecken.**

Es werden die theoretischen Grundlagen und die praktische Anwendung eines neuen Schleifverfahrens mit Planschleifscheiben der Flanken von Evolvent-Schnecken beschrieben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S. 140–145

DK 631.3 : 629.114.73.012.3 : 338.041

I. Boboş : **Die Normung der Laufräder der Landmaschinen.**

Es wird der gegenwärtige Stand der in unserem Land hergestellten Landmaschinen vom Standpunkt der Laufräder analysiert und ihre Normung vorgeschlagen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S. 145–158

DK 621.43 : 620.193.

A. Stambuleanu: **Im Zusammenhang mit der Kontaktkorrosion bei einigen Bauelementen der Wärmekraftmotoren.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 2, S. 158–164

Erfindungen-Neuerungen 165–167
Dokumentation 168–178
Buchbesprechungen 179–180
Chronik 181–183
Informationen 183–185
Zeitschriftenschau 185–189

SOMMAIRE

Métallurgie

CD 621.746.393 : 669.18.013.5

S. Ciocîrlie : **L'augmentation de la durabilité des lingotières au Centre sidérurgique de Hunedoara.**

On cherche une solution au problème de l'amélioration de la consommation spécifique de lingotières au Centre sidérurgique de Hunedoara, par une étude approfondie des paramètres constructifs. Ces derniers sont calculés selon les normes de l'U.R.S.S., de la France, etc., et les conséquences en sont déduites.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 97–102

CD 621.745.343

M. Marincescu, C. Brătescu et *Gh. Ştefănescu* : **Le cubilot à air redistribué.**

On soumet à l'analyse les résultats obtenus avec le cubilot à air redistribué. On constate que l'indice de combustion, le brûlage du métal et la productivité du cubilot ne sont pas influencés par la redistribution de l'air, mais dépendent, comme dans les cubilots ordinaires, de la quantité et des caractéristiques du coke, ainsi que du volume d'air insufflé.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 102–108

CD 621.731.44 : 621.785.8

P. Iliescu, C. Rizescu et *V. Ursu* : **Le refroidissement des produits semi-finis forgés en acier chrome-nickel-molybdène.**

On étudie les régimes de refroidissement des produits semi-finis forgés en acier chrome-nickel-molybdène. En se fondant sur la théorie de la formation des flocons, les auteurs présentent les résultats des essais faits au laboratoire concernant l'influence des différents régimes de surrefroidissement sur la stabilité de l'austénite surrefroidie. Les données obtenues ont servi à l'établissement d'un nouveau cycle de refroidissement des produits semi-finis en acier 35MoCN20. L'introduction du nouveau cycle, d'une durée plus courte, mène à l'augmentation de la productivité des fosses de refroidissement.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 109–113

CD 669.715 : 621.97.07 : 621.431–242

P. Marcu, B. Vasilescu, M. Caba et *I. Bock* : **La déformation plastique des alliages spéciaux d'aluminium utilisés dans la construction des pistons.**

Les auteurs décrivent les travaux exécutés afin d'établir les principaux paramètres technologiques de refoulement, d'extrusion et de matriçage de l'alliage d'aluminium complexe RR59, utilisé dans la construction des pistons pour moteurs Diesel de grande puissance. Ils étudient ensuite les meilleurs régimes de chauffage pour l'extrusion, le refoulement et le matriçage des pistons.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 113–117

CD 621.793.7 : 620.197 : 669.718.56

F. Georgescu et *I. Burcioiu* : **La métallisation par pulvérisation, procédé moderne de protection contre la corrosion des métaux et de revêtement en vue de l'alitage.**

On présente les essais de métallisation par pulvérisation au gaz, afin de réaliser une protection anticorrosive, et on mentionne l'emploi du gaz naturel à la place de l'acétylène. On décrit enfin l'application du procédé de métallisation et son utilisation pour recouvrir les pièces d'acier avec une couche d'aluminium en vue de l'alitage.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 117–122

CD 621.74

A. Ionescu et *T. Istvan* : **L'utilisation du sable de zirconium dans les mélanges pour moulage.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 122–126

CD 669.041.82 : 621.365.5

I. Romanciuc : **Dispositifs pour charger les matériaux dans le four à vide.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 126–127

Construction de machines

CD 621.431.019.2

I. M. Lenin : **Post-chargement et refoulement à l'admission dans les moteurs rapides.**

L'auteur décrit les processus particuliers qui ont lieu vers la fin de l'admission dans les moteurs rapides et donne une méthode de calcul de l'admission en tenant compte de ces processus.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 128–131

CD 678 : 621

Gh. Manea : **L'interdépendance entre la structure et les propriétés physico-mécaniques des matières plastiques employées dans la construction des organes de machines.**

Cette étude met en évidence qualitativement et quantitativement, d'une part le large domaine de variation des propriétés physico-mécaniques selon la nature de la matière plastique, selon sa structure dont dépend la marche du processus technologique, selon les éléments ajoutés et, d'autre part, l'influence des différents facteurs, comme la température, l'humidité, le temps, etc.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 132–140

CD 621.833.38 : 621.923.4

D. Maros : **La rectification des vis sans fin.**

On présente les bases théoriques et les applications d'une méthode de rectification des surfaces latérales (des flancs) des vis sans fin par le moyen des disques abrasifs plans (frontaux).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 140–145

CD 631.3 : 629.114.73.012.3 : 338.041

I. Boboş : **La typisation des roues de roulement des machines agricoles.**

L'état actuel de la fabrication en Roumanie des roues de roulement destinées aux machines agricoles est analysé et une typisation est proposée.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 145–158

CD 621.43 : 620.193

A. Stambuleanu : **Sur la corrosion de contact dans les ensembles des organes de moteurs thermiques.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 2, p. 158–164

Inventions — Innovations 165–167

Documentation 168–178

Comptes rendus 179–180

Chronique 181–183

Informations 183–185

Revue des Revues 185–189

CONTENTS

Metallurgy

DC 621.746.393 : 669.18.013.5

S. Ciocîrlie : **Increasing the durability of ingot moulds at the Hunedoara Siderurgical Aggregate Works.**

Based on a thorough consideration of constructive parameters, the author discusses the ways of improving the specific ingot mould consumption at the Hunedoara Siderurgical Aggregate Works. The main constructive parameters are being recalculated in the light of Soviet, French, B. I.S R.A and T.G.L. standards and some conclusions drawn.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2, p. 97—102

DC 621.745.343

M. Marincescu, C. Brătescu and *Gh. Ştefănescu* : **Cupola furnaces with redistributed air.**

From the results obtained with cupola furnaces with redistributed air it is concluded that combustion index, metal combustions and productivity are not affected by air redistribution, being dependent like ordinary cupola furnaces on the quantity and characteristics of coke as well as on volume of insufflated air.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2. p. 102—108

DC 621.731.44 : 621.785.8

P. Iliescu, C. Rizescu and *V. Ursu* : **The cooling of forged halfmanufactured goods of chromium-nickel-molybdenum steels.**

The cooling regimes of forged half-manufactured goods made of structural chromium-nickel-molybdenum steel are being analysed. Based on the hydrogen — structural theory on flake forming, the authors present some results of laboratory tests concerning the influence of various undercooling regimes on the stability of undercooled austenite. The data obtained have served to establish a new cooling cycle for half-manufactured goods made of 35 MoCN20 steel. Being shorter, the new cycle provides an increased productivity in cooling pits.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2, p. 109—113

DC 669.715 : 621.97.07 : 621.431—242

P. Marcu, B. Vasilescu, M. Caba and *I. Bock* : **The plastic deformation of special aluminium alloys for pistons.**

A description is given of the works carried out in order to determine the main technological parameters relating to upsetting, extrusion and drop-forging of the complex RR59 aluminium alloy used to produce the pistons required by high-power Diesel engines. The optimum heating regimes for the extrusion, upsetting and drop-forging of pistons are presented.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2, p. 113—117

DC 621.793.7 : 620.197 : 669.718.56

F. Georgescu and *I. Burcioiu* : **Metallization by spraying — a modern technique for protecting metals against corrosion and covering steel pieces for aliting purposes.**

Some tests on metallization by gas spraying to inhibit corrosion are described. The results obtained include the use of natural gas instead of acetylene. A description is also given of the technology involved by the application of the metallization technique to the aluminium covering of steel pieces.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2, p. 117—122

DC 621.74

A. Ionescu and *T. Istvan:* **The use of zirconium sand in moulding mixtures.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2, p. 122—126

DC 669.041.82 : 621.365.5

I. Romanciuc : **Devices for loading materials in vacuum furnaces.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2, p. 126—127

Machine building

DC 621.431.019.2

I. M. Lenin: **The „postfilling" and „refulation" in the admission process of the high — speed internal-combustion engines.**

The author describes the particular processes („postfilling" and „refulation") occurring towards the end of the admission process in high-speed internal-combustion engines taking them into consideration in elaborating a method of computing the admission process.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2, p. 128—131

DC 678 : 621

Gh. Manea : **The interdependence between the structure and the physical and mechanical properties of plastic materials used in machine building.**

This paper points out qualitatively and quantitatively the wide variation field of physical and mechanical properties with the nature of the plastic material, its structure connected with the development of the technological process, with additions introduced and use of other materials. The influence is also studied of diferent factors, such as temperature, humidity, weather conditions etc.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2, p. 132—140

DC 621.833.38 : 621.923.4

D. Maros : **The rectifying of evolventic worms.**

The theoretical bases and practical applications are presented of a method for rectifying the side surfaces (flanks) of evolventic worms.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2, p. 140—145

DC 631.3 : 629.114.73.012.3 : 338.041

I. Boboş : **The typification of rolling wheels in agricultural machines.**

The present situation of rumanian — made agricultural machines is studied from the viewpoint of rolling wheels and their typification suggested.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, 15 (1963), nr. 2, p. 145—158

CD 621.43 : 620.193

A. Stambuleanu : **On the contact corrosion in some thermal engines pieces.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), nr. 2, p. 158—164

Inventions — Innovations 165—167
Documentation 168—178
Reviews 179—180
Chronicle 181—183
News 183—185
Periodical review 185—189

Instalația de foraj structural

S 25

UZINA DE UTILAJ PETROLIER

TÎRGOVIȘTE

EXECUTĂ INSTALAȚIA DE FORAJ STRUCTURAL S-25

destinată pentru prospecțiuni geologice și lucrări de hidrogeologie. Unitate transportabilă în locații cu teren accidentat.

E 1431

R

metalurgia și construcția de mașini

3

DIN CUPRINS:

A. BÎRSAN: Turnarea oţelului calmat sub presiune.

M. SACHELARIE: Filtre metaloceramice.

Din experienţa uzinei „Oţelul roşu".

ŞT. NĂDĂŞAN şi colab.: Cercetări asupra rezistenţei la oboseală a oţelurilor.

GH. MANEA: Asupra calculului lagărelor şi roţilor dinţate din materiale plastice.

V. BORCH: Aplicarea programării liniare în planificarea producţiei.

V. BELOUS: Asupra valorilor exponenţilor x_{p_z} (x_M) din dinamica aşchierii metalelor.

V. CĂLINESCU: Două exemple de aplicare practică a metodei observărilor instantanee la uzinele „Semănătoarea".

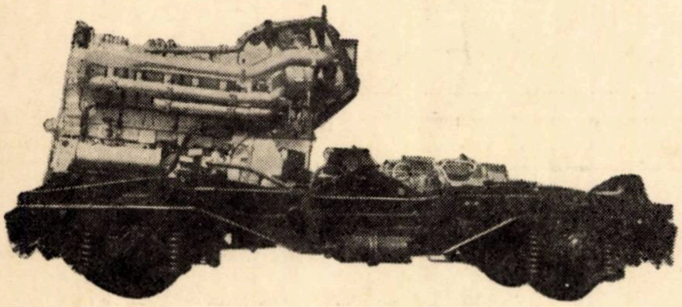
I. BĂLĂNESCU: Un nou laborator pentru controlul sudurilor.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini ★ Bucureşti ★ Anul XV ★ Nr. 3 ★ martie 1963

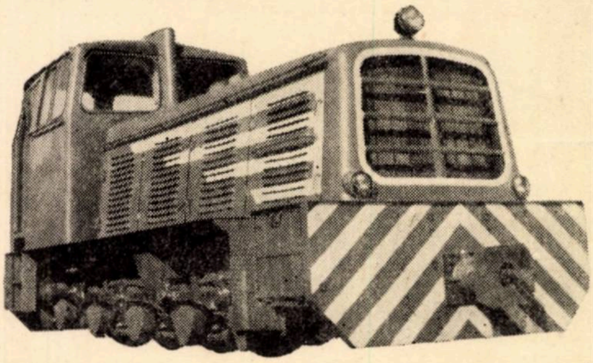
UZINELE 23 AUGUST

BUCURESTI execută

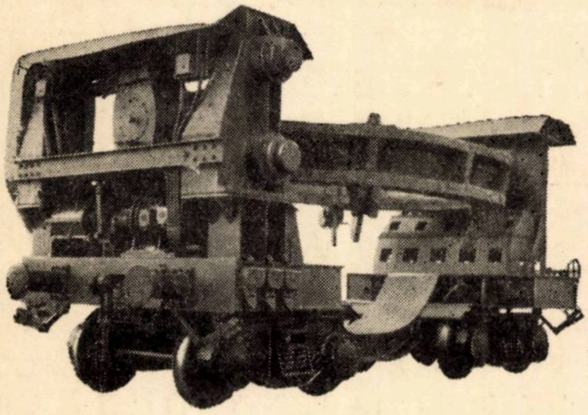
- **BOGHIU DE AUTOMOTOR CU ECHIPAMENT DIESEL HIDRAULIC DE 600 CP**



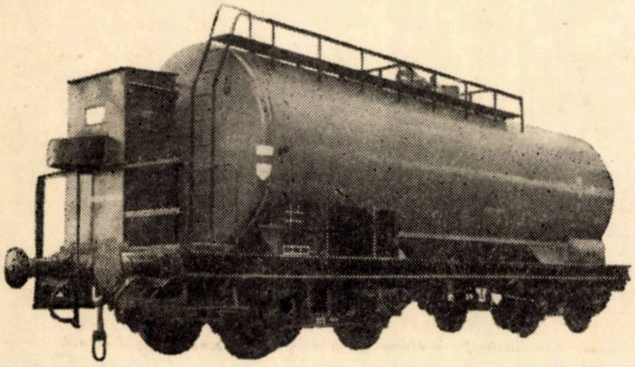
- **LOCOMOTIVĂ DIESEL DE 120 CP PENTRU ECARTAMENT DE 760 mm**



- **VAGON SIDERURGIC PENTRU TRANSPORTUL ZGUREI**



- **VAGON CISTERNĂ DE 50 t**



Agregate şi aparataje pentru industria chimică
Agregate şi utilaje pentru industria siderurgică
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP
Linii de ciment de 800 şi 1 200 t/zi
Material rulant
Locomotive de manevră pentru cale normală
Automotoare de mare viteză şi capacitate
Vagoane cisternă de mare capacitate
Vagoane speciale pentru siderurgie
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant

TURNĂTORII ŞI OŢELĂRII

Piese turnate din oţel pînă la 25 t/bucată
Piese turnate din oţel manganos
Piese turnate din fontă
Piese forjate liber
Piese matriţate
Oţeluri aliate de construcţii
Oţeluri de scule aliate şi rapide

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ȘI CONSTRUCŢIILOR DE MAȘINI
ȘI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.
ANUL XV, MARTIE 1963, Nr. 3

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CUPRINS

Metalurgia

CZ 669 141.241.2

A. Bîrsan : **Turnarea oțelului calmat sub presiune.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr. 3, p. 193—198

CZ 621.73 : 621.762 : 66 067.1

M. Sachelarie : **Filtre metaloceramice.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr 3, p 199—202

Din experiența uzinei „Oțelul roșu"

CZ 669.1.013.5

E. Popescu : **Introducerea tehnicii noi la uzina „Oțelul roșu".**

CZ 669.183.27.046.562

N. Suciu și *El. Suciu* : **Rezultatele unor încercări de carburare a băii metalice cu cocs la elaborarea oțelului în cuptoare Martin.**

CZ 621.771.242.418 : 621.785 3

Gh. Dumitrache și *A. Dumitrache* : **Posibilități de îmbunătățire a recoacerii tablelor subțiri în cuptoarele-tunel.**

CZ 621.771.242-418 : 669.14.046.064

N. Suciu și *P. Munteanu* : **Cercetări asupra decarburării benzilor de oțel.**

CZ 669.141.241.3

E. Goga : **Fabricarea oțelului semicalmat.**

CZ 621.771.242-418 : 621.753.1

P. Munteanu și *I. Czelli* : **Unele îmbunătățiri în calibrare la laminarea benzilor de oțel la cald și la rece.**

CZ 669.1 : 338.062.41

S. Margan : **Realizări obținute la laminoarele uzinei „Oțelul roșu" privind creșterea productivității muncii și reducerea prețului de cost, ca urmare a introducerii normelor de muncă cu motivare tehnică.**

CZ 621.771.24.001.24

Gh. Dumitrache : **Formule și metode practice de calcul folosite în tehnologia fabricării tablelor subțiri.**

CZ 621.771.2-69

I. Czelli : **Încălzirea cu gaz metan a cilindrilor laminorului de tablă.**

CZ 621.771.228-53

Gh. Dumitrache și *M. Chelmu* : **Mecanisme pentru reglarea cilindrilor la cajele unui laminor de platine.**

CZ 621.771.2-791.8

N. Suciu : **Aparat pentru sortarea laminatelor în funcție de conținutul de carbon.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr. 3, p. 202—228

Construcția de mașini

CZ 669.14 : 620.178.3 : 539.43

Șt. Nădășan și colab. : **Cercetări asupra rezistenței la oboseală a oțelurilor.**

Corelația între rezistența la rupere și rezistența la oboseală la încovoiere la ciclu simetric și evaluarea statistică a rezultatelor ; influența gradului de prelucrare a epruvetelor ; determinarea rezistenței la oboseală la încovoiere la ciclu simetric cu o singură epruvetă supusă la solicitări progresive ; influența unei acoperiri galvanice de Ni-Fe și influența sarcinilor adiționale asupra rezistenței la oboseală la încovoiere la ciclu simetric.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr 3, p. 229—238

CZ 621 81 : 678

Gh. Manea : **Asupra calculului lagărelor și roților dințate din materiale plastice.**

Se aprofundează metodele de calcul pentru lagăre și roți dințate, arătîndu-se posibilitățile de transpunere a bazelor științifice folosite în cazul pieselor metalice și corecțiunile necesare.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr. 3, p. 238—248

CZ 621.9 : 631.3 : 681.14

V. Borch : **Aplicarea programării liniare în planificarea producției.**

Se expune o metodă de restrîngere a necunoscutelor care apar în problemele de programare liniară privind stabilirea grupării lor în submulțimi distincte pe grupe de mașini de lucru în funcție de operațiile tehnologice specifice reperelor de plan ; se dă un exemplu de calcul folosind metoda simplex.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15, nr. 3, p. 248—253

CZ 621.91.07

V. Belous : **Asupra valorilor exponenților x_{P_z} (x_M) din dinamica așchierii metalelor.**

Se stabilește — printr-un studiu teoretico-experimental — că, în condițiile așchierii complexe, variația forței principale de așchiere cu adîncimea de așchiere (lățimea așchiei) nu este exponențială, iar curbele de variație în coordonate dublu logaritmice au un coeficient unghiular variabil, crescător cu lățimea așchiei, și că valorile medii ale exponenților x_{P_z} (x_M) sînt mai mici decît cele folosite la întocmirea normativelor de așchiere.

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr 3, p 254—259

CZ 621.7 : 621.9 : 519.24

V. Călinescu : **Două exemple de aplicare practică a metodei observărilor instantanee la uzinele „Semănătoarea".**

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr 3, p 259—263

CZ 621.791 : 061.6

I. Bălănescu : **Un nou laborator pentru controlul sudurilor.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 15 (1963), nr 3, p. 264—267

Documentare p. 267—276
Recenzii p. 277—281
Cronică p. 282—285
Informații p. 285—286
Revista revistelor p. 287—288

COMITETUL DE REDACȚIE

METALURGIA : Ing. **D. Bărbulescu** ; conf. ing. **D. Briscan** ; ing. **I. Cazacu** ; ing. **I. Cheșa** ; ing. **M. Costescu** ; ing. **V. David** ; ing. **T. Dumitrescu** ; prof. ing. **S. Gidea** ; ing. **N. Greavu** ; ing. **H. Heger** ; ing. **I. Hoblea** ; ing. **Gh. Ilin** ; ing. **R. Miclea** ; ing. **Al. Mircea** ; ing. **N. Mugulet** ; ing. **I. Pavoni** ; ing. **H. Pîrvu** ; ing. **I. Potoceanu** ; ing. **E. Rinea** ; ing. **C. Roșca** ; ing. **L. Sofroni**, candidat în științe tehnice — redactor responsabil ; ing. **Cl. Ștefănescu** ; ing. **T. Tecu** ; ing. **E. Zetes**
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI : Prof. ing. **C. Aramă** — redactor responsabil ; ing. **I. Avram** ; ing. **Al. Bitang** ; prof. ing. **E. Botez** ; ing. **V. Călinescu** ; ing. **N. Constantin** ; ing. **S. Cunescu** ; ing. **G. Diaconescu** ; conf. ing. **Z. Duca** ; ing. **T. Florea** ; ing. **V. Gheleșel** ; conf. ing. **B. Horovitz** ; ing. **A. Kaflichievici** ; ing. **C. Lazăr** ; ing. **R. Manoliu** ; ing. **I. Marinescu** ; prof. ing. **R. Mărdărescu** ; ing. **P. Melissaratos** ; ing. **Șt. Mladoveanu** ; ing. **R. Moțoc** ; ing. **I. Petrec** ; ing. **Gh. I. Petrescu** ; ing. **Gh. R. Petrescu** ; ing. **C. Popescu** ; ing. **L. Răduț** ; ing. **I. Salcău** ; ing. **T. Seceleanu** ; ing. **O. Sorian** ; prof .dr. ing. **I. Vlădea**.

СОДЕРЖАНИЕ

Металургия

ДК 669.141 241.2

А. Бырсан: **Отливка успокоенной стали под давлением.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), № 3, стр. 193—198

ДК 621.73 : 621.762 : 66.067.1

М. Сакеларие: **Металло-керамические фильтры.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), № 3, стр. 199—202

Из опыта завода „Оцелул рошу"

ДК 669.1.013.5

Е. Попеску: **Внедрение новой техники на заводе „Оцелул рошу".**

ДК 669.183.27.046.562

Н. Сучу и *Ел. Сучу*: **Результаты попытки обуглероживания металлической ванны с коксом при выработке стали в мартеновских печах.**

ДК 621.771.242-418 : 621.785.3

Г. Думитраке и *А. Думитраке*: **Возможности улучшения отжига тонкой жести в туннельных печах.**

ДК 621.771.242-418 : 669.14.046.064

Н. Сучу и *П. Мунтяну*: **Исследования в области обезуглероживания стальной ленты.**

ДК 669.141.241 3

Е. Гога: **Производство полууспокоенной стали.**

ДК 621.771.242-418 : 621.753.1

П. Мунтяну и *И. Целлий*: **Некоторые улучшения в калибровке при холодной и горячей прокатке стальных лент.**

ДК 669.1 : 338.062.41

С. Марган: **Успехи достигнутые на прокатных станах завода „Оцелул рошу" в отношении роста производительности труда.**

ДК 621.771.24.001.24

Г. Думитраке: **Практические формулы и методы расчёта применяемые в технологии производства тонкой жести.**

ДК 621.771.2-69

И. Целлий: **Подогрев газом метаном валков прокатного стана для жести.**

ДК 621.771.228-53

Г. Думитраке и *М. Келму*: **Механизм для регулировки валков в клетях стана для платин.**

ДК 621.771.2-791.8

Н. Сучу: **Аппарат для сортировки проката в зависимости от содержания углерода.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), № 3, стр. 202—228

Металлургия и машиностроение

ДК 669.14 : 620.178.3 : 539.43

Ш. Нэдэшан и *сотр.*: **Изучение сопротивляемости на усталость сталей.**

Связь между сопротивлением на разрыв и сопротивлением на изгиб при симметрическом цикле и статистическая оценка результатов, влияние степени обработки образцов; определейие сопротивления на усталость при изгибе при симметрическом цикле с единственным обарзцом, подвергаемым прогрессивным нагрузкам: влияние гальванического покрытия из Ni—Fe и эффект дополнительных нагрузок на сопротивление на усталость при изгибе в условиях симметрического цикла.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1963), № 3, стр. 229—238

ДК 621.81 : 678

Г. Маня: **О расчёте подшипников и зубчатых колес из пластмасс.**

Подробно рассматриваются методы расчёта подшипников зубчатых колес, причем указываются возможности применения научных основ в случае металлических деталей и необходимые поправки.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), № 3, стр. 238—248

ДК 621.9 : 631.3 : 681.14

В. Борх: **Применение линейного программирования при планировании производства.**

Описывается метод сокращения неизвестных, возникающих в задачах линейного программирования в связи с определением их группировок в отдельных субмножествах по группам станков в зависимости от технологических операций, специфических плановым реперам; приводится расчётный пример с использованием метода симплекс.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), № 3, стр. 248—253

ДК 621.91.07

В. Белоус: **О значениях указателей x_{P_z} (x_M) в динамике резания металлов.**

На основе теоретического экспериментального исследования установлено, что в условиях комплексного резания зависимость основного усилия резания от глубины последнего (ширина стружки) не является показательной функцией, причем кривые зависимости от двойных логарифмических координат обладают непостоянным угловым коэффициентом, увеличивающимся параллельно ширине стружки, а также, что средние значения показателей x_{P_z} (x_M) меньше тех, которые используются при разработке нормативов резания.

Metalurgia şi Constructia de Maşini 15 (1963), № 3, стр. 254—259

ДК 621.7 : 621.9 : 519.24

В. Кэлинеску: **Примеры практического применения метода моментных наблюдений на заводах „Семэнэтоаря"'.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), № 3, стр. 259—263

ДК 621.791 : 061.6

И. Бэлэнеску: **Новая лаборатория для контроля сварки.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), № 3, стр. 264—267

Документация	р. 267—276
Рецензии	р. 277—281
Хроника	р. 282—285
Информации	р. 285—286
Обзор журналов	р. 287—288

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

DK 669.141.241.2

A. Birsan : **Druckguss des beruhigt vergossenen Stahls.**
Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 3, S. 193—198

DK 621.73 : 621.762 : 66.067.1

M. Sachelarie : **Metallisch-keramische Filter.**
Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 3, S. 199—202

Aus der Erfahrung des „Oţelul roşu" — Werks

DK 669.1.013.5

E. Popescu : **Die Einführung der neuen Technik im „Oţelul roşu"-Werk.**

DK 669.183.27.046.562

N. Suciu und *El. Suciu* : **Die Ergebnisse einiger Versuche des Karbonisierens des Metallbades mit Koeks beim Erschmelzung des Stahls im Martinofen.**

DK 621.771.242-418 : 621.785.3

Gh. Dumitrache und *A. Dumitrache* : **Möglichkeiten zur Verbesserung des Röstens dünner Bleche im Tunnelofen.**

DK 621.771.242-418 : 669.14.046.064

N. Suciu und *P. Munteanu* : **Untersuchungen im Zusammenhang mit der Entkohlung der Stahlbänder.**

DK 669.141.241.3

E. Goga : **Die Gewinnung des halbberuhigt vergossenen Stahls.**

DK 621.771.242-418 : 621.753.1

P. Munteanu und *I. Czelli* : **Einige Verbesserungen beim Kalibrieren der gewalzten Stahlbänder im Warm-und Kaltverfahren.**

DK 669.1 : 338.062.41

S. Margan : **Errungenschaften in der Steigerung der Arbeitsproduktivität an den Walzstrecken des „Oţelul roşu"-Werks.**

DK 621.771.24.001.24

Gh. Dumitrache : **Praktische Berechnungsformeln-und Verfahren in der Herstellungstechnologie der dünnen Bleche.**

DK 621.771.2-69

I. Czelli : **Das Erhitzen der Walze im Blechwalzwerk mit Erdgas.**

DK 621.771.228-53

Gh. Dumitrache und *M. Chelmu* : **Regelvorrichtungen der Walzen der Platinwalzenständer.**

DK 621.771.2-791.8

N. Suciu : **Sortierapparat des Walzgutes im Verhältnis mit dem Karbongehalt.**
Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 3, S. 202—228

Maschinenbau

DK 669.14 : 620.178.3 : 539.43

Şt. Nădăşan und *Mitarbeiter* : **Untersuchungen über der Ermüdungsfestigkeit der Stähle.**

Der Zusammenhang zwischen der Bruchfestigkeit und der Biegewechselfestigkeit und die statistische Auswertung der Ergebnisse; der Einfluss der Bearbeitung der Probestäbe; die Bestimmung der Biegewechselfestigkeit an einem einzigen Probestab bei progressiver Belastung; der Einfluss eines Ni—Fe Belages auf die Biegewechselfestigkeit und der Einfluss von Stössen auf die Biegewechselfestigkeit.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 3, S. 229—238

DK 621.81 : 678

Gh. Manea : **Uber die Berechnung der Lager und Zahnräder aus Kunststoff.**

Der Verfasser behandelt die Berechnungsverfahren für Lager und Zahnräder und unterstreicht die Möglichkeit die für metallische Werkstücke verwendeten Grundsätze zu übertragen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 3, S. 238—248

DK 621.9 : 631.3 : 681.14

Borch V. : **Die Anwendung der linearen Programmierung in der Produktionsplannung.**

Es wird ein Verfahren zur Vereinfachung der Unbekannten dargelegt bei Problemen der linearen Programmierung zur Festlegung der Gruppierungen in besonderen Untergruppen nach Arbeitsmaschinengruppen und im Verhältnis zu den technologischen Operationen der Planbestimmungen. Zur Veranschaulichung wird ein Berechnungsverfahren angeführt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 3, S. 248—253

DK 621.91.07

V. Belous : **Uber die Werte der Exponenten x_{P_z} (x_M) in der Dynamik der Metallspanung.**

Auf Grund eines theoretisch-experimentellen Studiums wird festgestellt, dass bei einer komplexen Spanung die Variation der Hauptkraft bei der Spanabnahme im Verhältnis zur Spantiefe nicht exponentiell ist und dass die Variationskurven in den doppellogarithmischen Koordonaten einen schwankenden Winkelkoeffizienten aufweisen, der mit der Spanbreite annähert und dass die Durchschnittswerte der Exponenten x_{P_z} (x_M) kleiner als die Werte und die bei der Ausarbeitung Spannormen sind.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 3, S. 254—259

DK 621.7 : 621.9 : 519.24

V. Călinescu : **Beispiele zur praktischen Anwendung des Verfahrens der Aufeinmal-Beobachtung in den „Semănătoarea"-Werken.**
Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 3, S. 259—263

DK 621.791 : 061.6

I. Bălănescu : **Ein neues Laboratorium zur Kontrolle der Schweisstellen.**
Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), H. 3, S 264—267

Dokumentation p. 267—276
Buchbesprechungen p. 277—281
Chronik p. 282—285
Informationen p. 285—286
Zeitschriftenschau p. 287—288

SOMMAIRE

Métallurgie

CD 669.141.241.2

A. Bîrsan : **La coulée sous pression de l'acier calmé.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 193—198

CD 621.73 : 621.762 : 66.067.1

M. Sachelarie : **Philtres métallo-céramiques.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 199—202

L'expérience de l'usine „Oţelul roşu"

CD 669.1.013.5

E. Popescu : **Introduction de la technique moderne à l'usine „Oţelul roşu".**

CD 669.183.27.046.562

N. Suciu et *El. Suciu* : **Résultats des essais sur la carburation (avec emploi du coke) du bain à métal, durant l'élaboration de l'acier dans les fours Martin.**

CD 621.771.242-418 : 621.785.3

Gh. Dumitrache et *A. Dumitrache* : **L'amélioration du recuit des tôles minces dans le four tunnel.**

CD 621.771.242-418 : 669.14.046.064

N. Suciu et *P. Munteanu* : **Recherches sur la décarburation de l'acier plat.**

CD 669.141.241.3

E. Goga : **La fabrication de l'acier demi-calmé.**

CD 621.771.242-418 : 621.753.1

P. Munteanu et *I. Czelli* : **L'amélioration du calibrage de l'acier plat laminé à chaud et à froid.**

CD 669.1 : 338.062.41

S. Margan : **Quelques résultats obtenus avec les laminoirs de l'usine „Oţelul roşu" concernant l'augmentation de la productivité du travail.**

CD 621.771.24.001.24

Gh. Dumitrache : **Les formules et les méthodes de calcul employées dans la fabrication des tôles minces.**

CD 621.771.2-69

I. Czelli : **Le rechauffement au méthane des cylindres du laminoir pour tôles.**

CD 621.771.228-53

Gh. Dumitrache et *M. Chelmu* : **Mécanismes pour régler les cylindres des cages d'un laminoir de largets.**

CD 621.771.2-791.8

N. Suciu : **Appareil pour le triage, selon la teneur en carbone, des pièces laminées.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 202—228

Construction de machines

CD 669.14 : 620.178.3 : 539.43

Şt. Nădăşan et *collaborateurs* : **Recherches sur la limite de fatigue des aciers.**

La corelation entre la résistance à la rupture et la limite de fatigue à la flexion pour un cycle symétrique et l'évaluation statistique des résultats; l'influence du degré de l'usinage des éprouvettes; la détermination de la limite de fatigue à la flexion pour un cycle symétrique avec une seule éprouvette soumise à des sollicitations progressives; l'influence du recouvrement galvanique de Ni-Fe et celle des chocs additionels sur la limite de fatigue à la flexion pour un cycle symétrique.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 229—238

CD 621.81 : 678

Gh. Manea : **Sur le calcul des paliers er des roues dentées en plastique.**

On approfondit les méthodes de calcul pour les paliers et les roues dentées en s'appuyant sur les bases scientifiques qui servent dans le calcul des pièces métalliques et en tenant compte des corrections nécessaires.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 238—248

CD 621.9 : 631.3 : 681.14

V. Borch : **L'application du programme linéaire dans le plan de production.**

On présente une méthode qui a pour but de limiter les inconnues des problèmes concernant le programme linéaire. On établit leur classement selon les groupes de machines, en tenant compte des opérations technologiques imposées par l'exécution du plan. Un exemple de calcul par la méthode simplex est donné.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 248—253

CD 621.91.07

V. Belous : **Sur les valeurs des exposants x_{P_z} (x_M) dans la dynamique de l'enlèvement des copeaux.**

On démontre, par une étude théorique et expérimentale, que, dans les conditions de l'enlèvement complexe des copeaux, la variation de la force principale de l'enlèvement avec la profondeur de cet enlèvement (la largeur du copeau) n'est pas exponentielle. Les courbes de variation en coordonnées doublement logarithmiques ont un coefficient angulaire variable qui augmente avec la largeur du copeau. Les valeurs moyennes des exposants x_{P_z} (x_M) sont moindres que celles que l'on emploie dans l'établissement des normes relatives à l'enlèvement.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 254—259

CD 621.7 : 621.9 : 519.24

V. Călinescu : **Quelques exemples tirés de la pratique des usines „Semănătoarea" concernant l'application de la méthode des observations instantanées.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 259—263

CD 621.791 : 061.6

I. Bălănescu : **Un nouveau laboratoire pour le contrôle des soudures.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 264—267

Documentation p. 267—276

Comptes rendus p. 277—281

Chronique p, 282—285

Informations p. 285—286

Revue des revues p. 287—288

CONTENTS

Metallurgy

DC 669.141.241.2

A. Bîrsan : **Dye casting of calmed steel.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 193—198

DC 621.73 : 621.762 : 66.067.1

M. Sachelarie : **Metalloceramic filters.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 199—202

From the experience of the „Oţelul roşu” works

DC 669.1.013.5

E. Popescu : **Modern technics features at the „Oţelul roşu” works.**

DC 669.183.27.046.562

N. Suciu and *El. Suciu* : **Results of tests concerning the carburisation of the metal bath with coke during steel elaborating in open hearth furnaces.**

DC 621.771.242—418 : 621.785.3

Gh. Dumitrache and *A. Dumitrache* : **Some possibilities of improving the annealing of thin plate in tunel — furnaces.**

DC 621.771.242-418 : 669.14.046.064

N. Suciu and *P. Munteanu* : **Researches on the decarburation of band steel.**

DC 669.141.241.3

E. Goga : **The manufacture of half-calmed steel.**

DC 621.771.242-418 : 621.753.1

P. Munteanu and *I. Czelli* : **Calibration improvements in the warm and cold rolling of band steel.**

DC 669.1 : 338.062.41

S. Margan : **Some achievements obtained by the rolling mills of the „Oţelul roşu” works in raising labour productivity.**

DC 621.771.24.001.24

Gh. Dumitrache : **Formula and practical calculation methods used in manufacturing thin plates.**

DC 621.771.2-69

I. Czelli : **Methane gas heating of plate rolling mill cylinders.**

DC 621.771.228-53

Gh. Dumitrache and *M. Chelmu* : **Some mechanisms for the adjustment of cylinders in the housings of sheet billet rolling mills.**

DC 621.771.2-791.8

N. Suciu : **An apparatus for sorting the laminated products according to their carbon content.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 202—228

Machine building

DC 669.14 : 620.178.3 : 539.43

Şt. Nădăşan and *colab.* : **Researches concerning the fatigue resistance in steels.**

The correlation between the ultimate stress and the fatigue stress of the symmetric cycle and the statistical evaluation of the result ; the influence of the machining of the test pieces ; the fatigue bending stress of the symmetryc cycle with a single testing piece in progressive charging ; the influence of a Ni—Fe galvanic covering and the influence of the additional charges on the fatigue bending stress in the symmetric cycle.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 229—238

DC 621.81 : 678

Gh. Manea : **On the calculus of plastics — made bearings and toothed wheels.**

The calculation methods concerning the plastics — made bearings and toothed wheels are studied in detail, pointing out the possibilities of adopting the scientific bases used in the case of metal pieces and the corrections required by their application.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 238—248

DC 621.9 : 631.3 : 681.14

V. Borch : **Applying the linear programming to production planning.**

The author describes a method of restraining the unknown quantities occurring in linear programming problems concerning their grouping into distinct undersets. The working machines are grouped according to the technological operations specific to the guide marks of the plan ; a numerical example is given using the simplex method.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 248—253

DC 621.91.07

V. Belous : **Concerning the values of the x_{P_z} (x_M) exponents in the dynamics of metal splintering.**

Theoretical and experimental studies carried out led to the conclusion that under complex splintering conditions the variation in the main splintering force with splintering depth (splinter width) is not exponential. The variation curves in double logarithmic co-ordinates have a variable angular coefficient increasing with splinter width.

The mean values of the x_{P_z} (x_M) exponents are lower than those on which splintering standards are based.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 254—259

DC 621.7 : 621.9 : 519.24

V. Călinescu : **Some examples concerning the practical application of the instantaneous observation method at the „Semănătoarea” works.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 259—263

DC 621.791 : 061.6

I. Bălănescu : **A new laboratory for weld control.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 15 (1963), no. 3, p. 264—267

Documentation p. 267—276
Reviews p. 277—281
Chronicle p. 282—285
News p. 285—286
Periodical review p. 287—288

UTILAJE
PETROLIERE
DE
CEA MAI
BUNĂ
CALITATE
FABRICATE
ȘI
LIVRATE
DE
UZINA
„1 MAI" PLOIEȘTI

● Instalație de foraj tip 2DH—75A
pentru adîncimi pînă la 2000 m

● Pompă triplex 7¼″ × 12″ tip 3PN—465M

- Instalații de foraj tip 4LD—150 B
- Instalații de foraj tip 2DH—75 A
- Turbine de foraj (simple și duble)
- Prevenitoare de erupție:
  - — cu acționare normală
  - — cu acționare hidraulică
- Agregate de cimentare tip TA—300M și AC—400M
- Sape cu role și lame

VELA

Păstrarea nuanţei la 140°C
Rezistenţă la intemperii
Duritate
Elasticitate
Luciu

EMAILURI

HEXOL

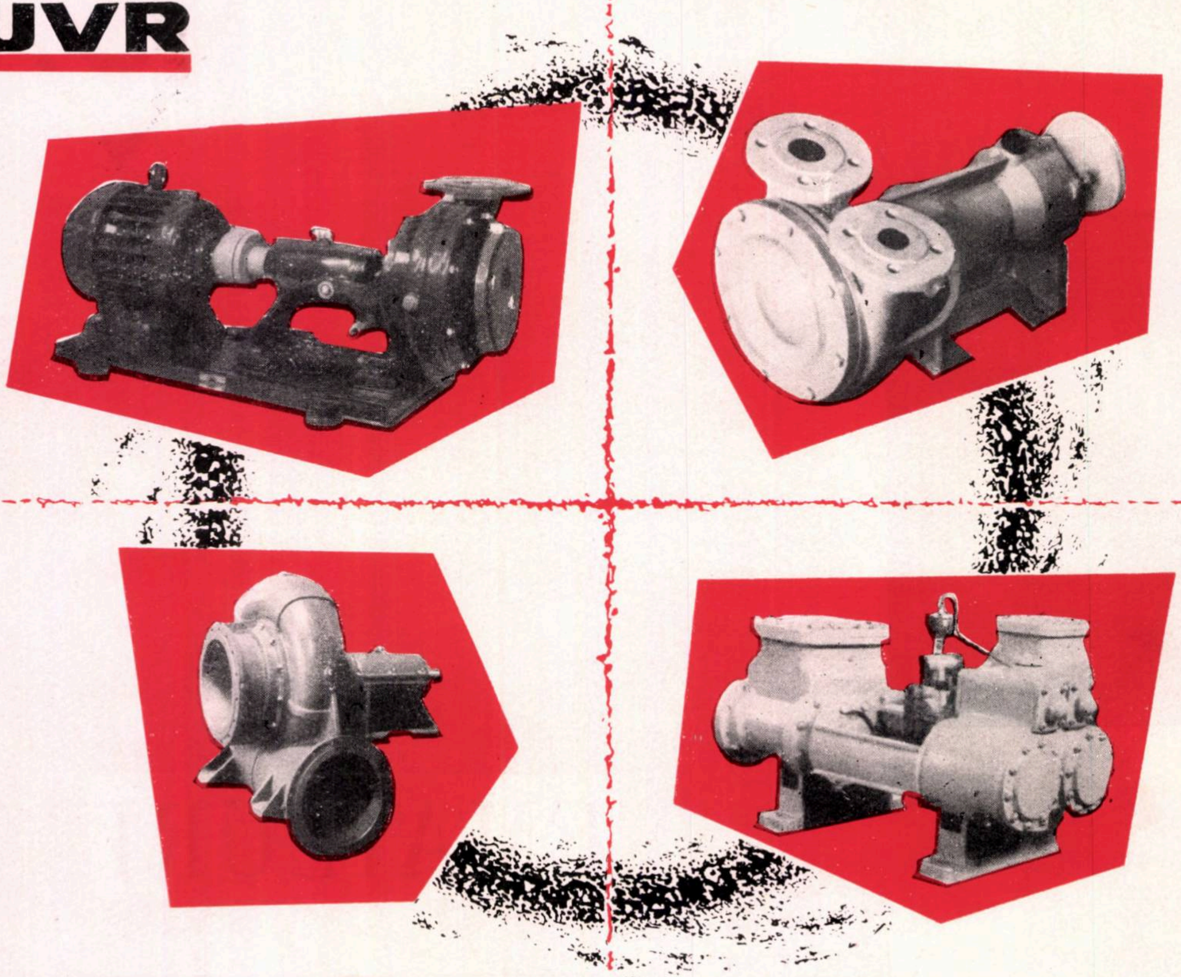
PENTRU ORICE OBIECTE METALICE

USCARE 20′ LA 140°C, ÎN CUPTOR

FABRICA DE LACURI ŞI VOPSE

TIMIŞOARA • STR. PENEŞ CURCANUL Nr. 5 • TELEFON 25-71

UVR



POMPE

POMPE DE UZ GENERAL

- monoetajate
- multietajate
- în dublu flux

POMPE SPECIALE pentru

- alimentarea cazanelor
- lichide cu suspensii abrazive
- pastă de hîrtie
- lichide corosive

POMPE PENTRU AGRICULTURĂ

- diagonale
- axiale
- motopompe

POMPE de vid

POMPE duplex

POMPE cu roţi dinţate

PENTRU ORICE PROBLEME ÎN LEGĂTURĂ CU POMPAREA CONSULTAŢI

UZINA DE POMPE **VASILE ROAITA**

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CZ 669.141.241.2

Turnarea oțelului calmat sub presiune

Ing. AUREL BÎRSAN
Comitetul de stat pentru tehnica nouă

Începînd din anul 1959 și în continuare în anii 1960 și 1961, în noua oțelărie Martin a Combinatului siderurgic din Hunedoara s-au turnat cantități importante de oțel calmat, aplicînd procedeul de turnare sub presiune în lingotiere direct conice fără maselotiere. Acest procedeu a fost aplicat cu precădere pentru oțelurile : OL—50 B, OL—60 B, OL—70 B, OL—38 calmat, OLC—16, OLC—35, OLC—45, OLC—60, greutatea medie a lingourilor fiind de circa 6 t.

Procedeul de turnare sub presiune constă în efectuarea de pompări prin pîlnia de turnare, după umplerea lingotierelor cu oțel și după stropirea intensă a capului lingourilor cu apă, pentru formarea unui capac solid. Sub acest capac se face presarea metalului în capul lingoului.

Practic, îndată după umplerea lingotierelor pînă la nivelul stabilit, se efectuează stropirea intensă a capului lingoului cu un jet compact de apă, concomitent în două sau patru lingotiere. După răcirea capului lingourilor se execută imediat pompările în așa fel încît timpul de la sfîrșitul turnării pînă la începerea pompărilor să nu depășească 1—1,5 min. Se efectuează 3—4 pompări cu jet plin de oțel pînă la refuzul pîlniei. În timpul pompărilor nu este admisă străpungerea capacului obținut prin răcire cu apă.

Lingourile șarjelor turnate prin acest procedeu au fost tratate în mod obișnuit, inclusiv în ceea ce privește timpul de staționare a ansamblurilor în hala de turnare, care s-a păstrat același ca și la turnarea obișnuită a oțelului calmat, în lingotiere invers conice cu maselotiere. Din lingourile șarjelor turnate cu acest procedeu s-au laminat blumuri : pătrat 160, 200, 400 ; dreptunghi 240 × 270 mm.

În cursul anului 1961, procedeul a fost aplicat și la turnarea oțelului calmat St—3 în lingouri pentru tablă, din care s-au laminat sleburi 150 × 700 × 1 200 mm.

La turnarea acestor lingouri s-a practicat micșorarea vitezei de turnare spre momentul apropierii de nivelul corespunzător înălțimii stabilite de umplere a lingotierelor.

Turnarea lingourilor cu secțiune pătrată. Pentru a stabili posibilitățile acestui procedeu s-au efectuat cercetări cu forțele proprii ale uzinei*. Astfel, pe baza unei analize statistice comparative a rezultatelor obținute după laminarea unui număr mare de șarje, turnate cu acest procedeu și cu procedeul obișnuit (circa 9 000 t oțel lingou pentru fiecare procedeu), s-au întocmit diagramele din figurile 1 și 2.

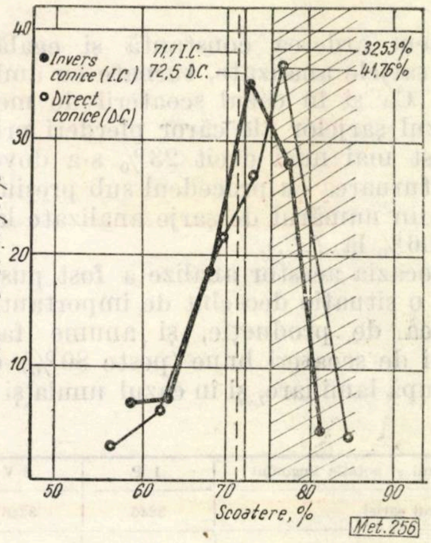


Fig. 1.

Din diagramele figurii 1 se vede că scoaterea medie de oțel bun după laminare nu diferă esențial de la un procedeu la altul, fiind totuși ceva mai bună la șarjele turnate cu procedeul sub presiune (72,5% *D.C.*, față de 71,7% *I.C.*)**. Este de subliniat însă numărul de șarje cu scoatere de oțel bun de peste 75% ; acest număr, raportat la numărul total de șarje analizate, s-a dovedit superior la turnarea oțelului cu procedeul sub presiune (circa 41% din șarje) față de turnarea obișnuită (circa 32% din șarje).

---

* În cadrul serviciului de cercetări al C.S.H., cu participarea ing. *Gh. Floare*, ing. *N. Marcu* și tehnician *P. Marcu*.

** *D.C.* — direct conice ; *I.C.* — invers conice.

Prin diagramele din figura 2, aceleaşi şarje sînt analizate în raport cu pierderile de metal la laminare — şutaje + ardere. Nici din această analiză nu apare o diferenţă importantă între pierderile medii de metal cu şutajele (23,4 % şutaje + ardere la *D.C.* şi 23,8 % la *I.C.*), dacă admitem arderea constantă şi egală pentru toate şarjele analizate, turnate cu ambele procedee. Ca şi în cazul scoaterii de metal bun, în cazul şarjelor ale căror pierderi prin şutaje au fost mai mici decît 23 % s-a dovedit mai bună turnarea cu procedeul sub presiune (circa 86 % din numărul de şarje analizate la *D.C.* şi circa 66 % la *I.C.*).

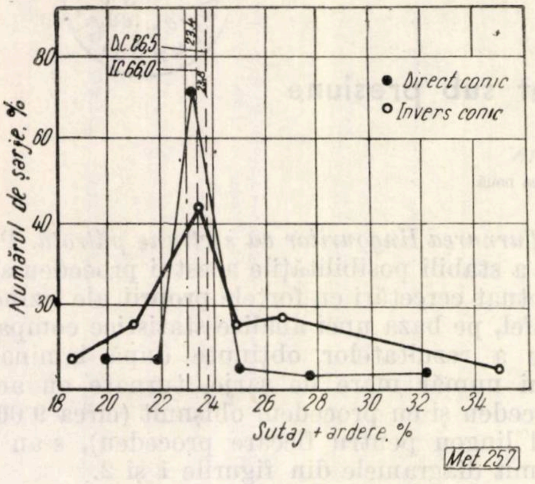


Fig. 2.

Cu ocazia acestor analize a fost pusă în evidenţă o situaţie deosebit de importantă pentru practica de producţie, şi anume faptul că, alături de scoateri bune (peste 80 %) de metal bun după laminare, şi în cazul unuia şi al altuia dintre procedee au avut loc scoateri foarte mici (sub 65 %), media scoaterilor fiind destul de scăzută. Aceasta înseamnă că alte cauze decît procedeul însuşi de turnare determină o astfel de situaţie şi, în consecinţă, controlul parametrilor tehnologici în ciclul de fabricaţie din oţelărie şi de la laminorul bluming necesită o reconsiderare pentru punerea la punct.

Pentru a mări certitudinea asupra posibilităţilor procedeului de turnare sub presiune, în cadrul aceleiaşi cercetări s-au selecţionat opt lingouri cu caracteristici diferite la turnare. Caracteristicile se referă la modul în care s-au efectuat pompările prin pîlnia de turnare.

Două dintre cele opt lingouri au fost secţionate pe lungime prin rabotare pînă la jumătate din grosime. Dintre celelalte lingouri, cele fără pompări sau cu pompări slabe au fost notate cu iniţiala *P*, iar cele cu pompări corespunzătoare, cu iniţiala *V*. După laminare, din blumurile fiecărui lingou s-au luat probe pentru analiza macro, care au fost fotografiate.

Caracteristicile fiecărui lingou, balanţa de metal, precum şi aspectul suprafeţei blumurilor sînt date în tabela 1. Modul de prelevare a probelor din blumuri este schiţat în figura 3, iar aspectul macro structurii principalelor probe este dat în figura 4. În figura 5 este prezentat aspectul secţiunii longitudinale a lingourilor 7 şi 8.

Din datele tabelei 1 se constată că cele mai bune rezultate în ceea ce priveşte cantitatea de şutaje (admiţînd arderea constantă) s-au obţinut la lingourile 2 şi 5; şi într-un caz şi în altul s-au efectuat trei pompări. În cazul lingoului 2, după cum se vede din figura 4 *b*, (proba 7) ar fi fost necesar să se şuteze mai mult. Astfel, dacă — ţinînd seamă că proba

Tabela 1

Numărul şi notaţia lingoului	1 P	2 V	3 P	4 V	5 V	6 P	7 V	8 P
Numărul şarjei	3246	3246	3275	3273	3288	3288	3275	3273
Calitatea oţelului	OL—50B	OL—50B	St 60—11	OLC—35	OLC—60	OLC—60	St 60—11	OLC—35
Caracteristici la turnare	turnat direct	trei pompări	fără pompări	patru pompări	trei pompări lungi	întreruperea turnării la la 1/2 lingou	întreruperea turnării	două pompări slabe
Greutatea lingoului, t	6,700	6,446	6,470	6,400	5,820	6,394	—	—
Secţiunea lingoului, mm	circa	circa	circa	circa	circa	circa	—	—
la cap	600 × 600	600 × 600	600 × 600	600 × 600	600 × 600	600 × 600	—	—
la picior	660 × 660	660 × 660	660 × 660	660 × 660	660 × 660	660 × 660	—	—
Înălţimea lingoului, m	2,25	2,16	2,18	2,11	2,03	2,10	—	—
Secţiunea blumurilor, mm²	160 × 160	160 × 160	160 × 160	400 × 400	240 × 270	200 × 200	s-a rabotat	s-a rabotat
Lungimea blumurilor, m	6 × 3,00 2 × 2,98	8 × 3,00 1 × 2,31	8 × 3,00 1 × 2,20	1 × 1,98 1 × 1,97	1 × 3,95 1 × 3,45 2 × 3,40	3 × 3,74 2 × 4,42	—	—
Total blumuri, bucăţi	8	9	9	2	3	5	—	—
Greutatea blumurilor, t	4,684	5,253	5,163	4,920	5,430	3,938	—	—
Şutaj + ardere, %	30,0	18,3	20,4	23,12	8,0	36,3	—	—
Aspectul suprafeţei blumurilor	suprafaţă rugoasă	—	blumul *B* cu crăpături	—	blumul *A* cu crăpături	un blum cu sufluri	—	—

6 nu prezenta nici un defect la capătul opus, deși avea circa 0,5 m lungime — se admite că ar fi fost necesar să se șuteze încă un metru, pierderea de metal cu șutajele + arderea ar fi crescut la 21,4%, sub media indicată de diagramele din figura 2.

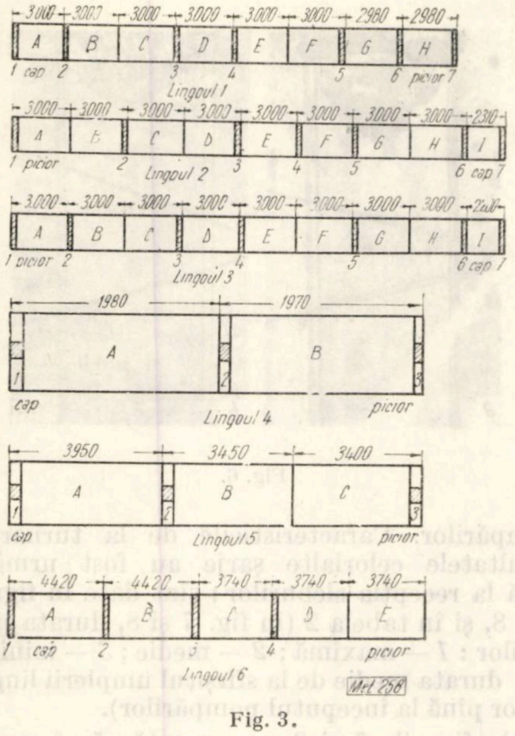

3000
3000
3000
3000
3000
3000
2980
2980
A
B
C
D
E
F
G
H
1 cap
2
3
4
5
6 picior 7
Lingoul 1
3000
3000
3000
3000
3000
3000
3000
3000
2310
A
B
C
D
E
F
G
H
I
1 picior
2
Lingoul 2
3
4
5
6 cap 7
3000
3000
3000
3000
3000
3000
3000
3000
2400
A
B
C
D
E
F
G
H
I
1 picior
2
3
4
Lingoul 3
5
6 cap 7
1980
1970
A
B
1
2
3
cap
picior
Lingoul 4
3950
3450
3400
A
B
C
1
2
3
cap
Lingoul 5
picior
4420
4420
3740
3740
3740
A
B
C
D
E
1
cap
2
3
4
picior
Lingoul 6
Met 258

Fig. 3.

Pentru lingoul 5 — deși 8% șutaje + ardere nu prezintă certitudine — dacă se consideră toate trei blumurile egale, adică cu lungimea de 3,4 m, pierderea respectivă de metal nu depășește 12%. Dacă se ține seamă de faptul că la podul de turnare pe care a fost obținut acest lingou pîlnia a permis trei pompări prelungite cu jet compact de oțel, această descreștere bruscă a șutajului nu mai pare imposibilă. De altfel, această posibilitate a fost confirmată la turnarea cu procedeul sub presiune a lingourilor din oțel calmat pentru tablă, care va fi analizată în continuare.

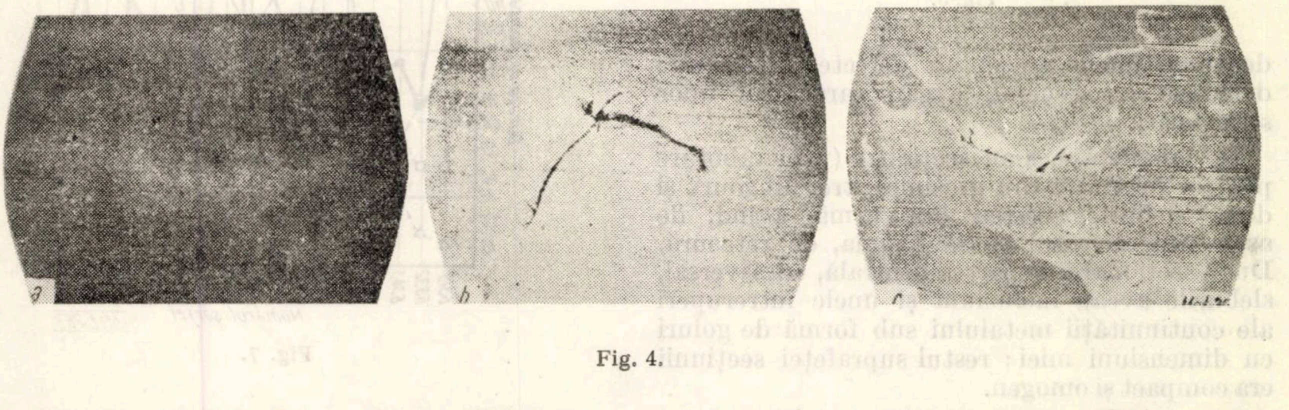


Fig. 4.

Din datele tabelei 1 se constată, de asemenea, că la un număr mare de pompări, avînd restul de condiții asigurate (nestrăpungerea capacului etc.), pierderile prin șutaje pot fi totuși mari (lingoul 4) dacă coroiajul este insuficient (blum 400). În sfîrșit, pare a nu fi prea gravă consecința neefectuării pompărilor (lingoul 3), capacul fiind asigurat dacă coroiajul este corespunzător (blum 160), spre deosebire de turnarea directă (lingoul 1) și întreruperea turnării (lingoul 6). Totuși, după cum se vede din figura 4, c (proba 7) și în cazul lingoului 3 șutajul trebuia să fie mai mare.

Influența defavorabilă a întreruperii turnării se vede și din aspectul secțiunii longitudinale a lingoului 7 (fig. 5). Această întrerupere, care s-a produs de la mijlocul jumătății superioare a lingoului, a determinat adîncirea golului de retasură (două conuri suprapuse). În cazul unui coroiaj insuficient sau al unei încălzirii necorespunzătoare a lingoului înainte de laminare, sudarea unei astfel de retasuri devine problematică.

Mai periculoasă este întreruperea turnării în cazul cînd se produce pe la jumătatea înălțimii lingoului, ca la lingoul 6.

Dacă pompările sînt suficiente ca număr dar nu au fost efectuate cu jet compact de metal, golul de retasură poate avea forma cum este aceea a lingoului 8.

În ceea ce privește proprietățile mecanice ale oțelului turnat cu procedeul sub presiune, nu s-a constatat vreo influență a acestuia, valorile obținute pe probele din unele lingouri fiind peste limitele prescrise de STAS și GOST pentru oțelurile respective.

Turnarea lingourilor pentru tablă. La primele șarje de oțel calmat St-3, turnate în lingouri pentru tablă cu procedeul sub presiune, s-au înregistrat rezultate bune, atît în ceea ce privește mărimea șutajelor, cît și aspectul suprafeței sleburilor. Urmărirea acestui oțel a început de la cea de-a șasea șarjă, cînd au apărut defecte numeroase pe sleburi și, mai cu seamă, așa-zisele vîrfuri de retasură, la ambele capete ale unor sleburi.

Întrucît, pentru sleburile cu astfel de defecte nu se putea stabili porţiunea din lingou (cap, picior) căreia îi aparţineau, s-a trecut la urmărirea a 10—15 şarje, atît la turnare şi laminare, cît şi la verificarea şi curăţarea sleburilor, în ajustajul laminorului bluming.

Sleburile de la şarjele urmărite au fost marcate, la debitarea de la foarfece, cu numărul şarjei şi cu iniţialele *A*, *B*, *C*, *D*, *E*, *F*, începînd de la cap spre piciorul lingoului.

Concomitent cu luarea acestor măsuri, s-au laminat (la C.S.R) table din circa şapte sleburi despre care se presupunea că au retasură la ambele capete. Tablele obţinute din aceste sleburi nu au dus la concluzii convingătoare, deoarece unele prezentau defecte, altele nu; defectele, în general, aveau caracterul unor stratificări.

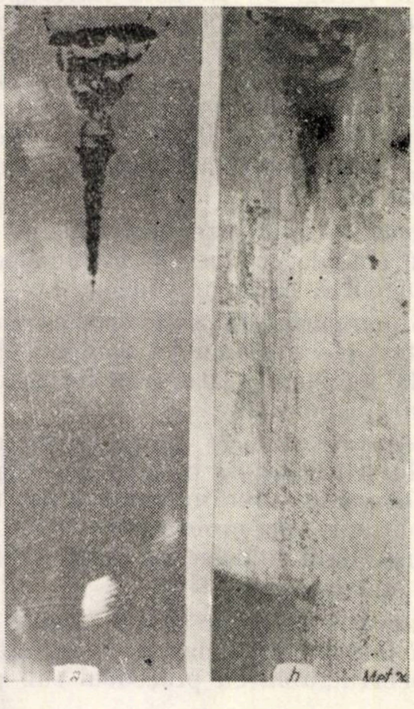


Fig. 5.

În completare, s-au secţionat (prin rabotare pînă la jumătate din grosime) trei lingouri şi două sleburi, acestea din urmă avînd, de asemenea, defectul ce se bănuia, de retasură. După secţionare, în partea centrală, transversal, sleburile aveau incluziuni şi unele întreruperi ale continuităţii metalului sub formă de goluri cu dimensiuni mici; restul suprafeţei secţiunii era compact şi omogen.

Dintre lingourile secţionate (fig. 6, *a*), unul (lingoul 1) a avut capacul străpuns în timpul pompărilor, iar celelalte două au fost turnate normal cu patru, respectiv cinci pompări (lingoul 3).

Cu excepţia golurilor de retasură din capul lingourilor, restul suprafeţei secţiunii acestora era compact şi omogen. Golurile de retasură din capul lingourilor erau discontinue şi perfect curate, neoxidate, cu suprafaţă argintie.

Unele dintre şarjele urmărite la turnare s-au declasat din cauza efectuării defectuoase a pompărilor. Caracteristicile de la turnare şi rezultatele celorlalte şarje au fost urmărite pînă la recepţia sleburilor; sînt date în figurile 7 şi 8, şi în tabela 2 (în fig. 7 şi 8, durata pompărilor : *1* — maximă ; *2* — medie ; *3* — minimă ; *4* — durata medie de la sfîrşitul umplerii lingotierelor pînă la începutul pompărilor).

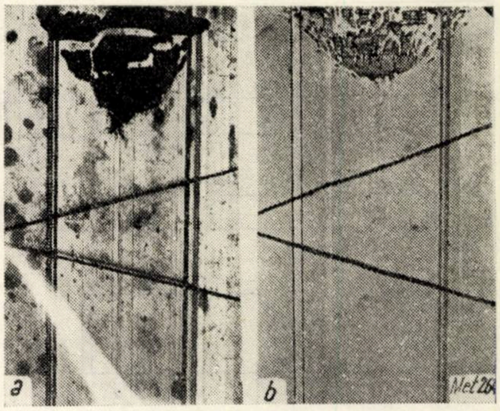


Fig. 6.

Din figurile 7 şi 8 se constată că efectuarea unui număr suficient de pompări, o durată scurtă a acestora, precum şi a timpului de la sfîrşitul umplerii lingotierelor pînă la începutul pompărilor au fost realizabile şi, practic, fără dificultăţi deosebite. Nu s-a constatat o influenţă deosebită a duratei pompărilor asupra rezultatelor obţinute după laminarea lingourilor.

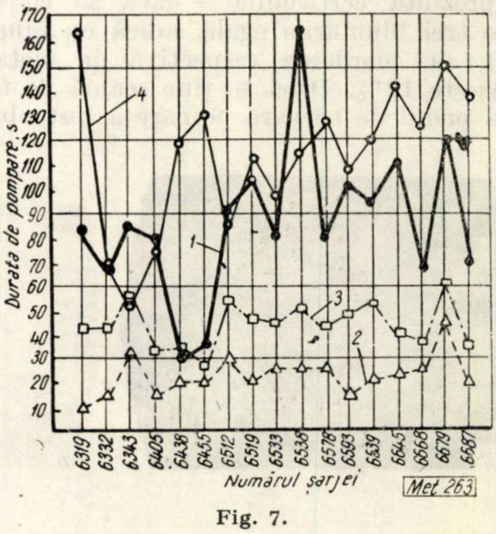


Fig. 7.

Datele din tabela 2 indică (cu unele excepţii) o uniformitate suficientă a pierderilor —

şutaj + ardere —, mărimea acestora fiind mult mai avantajoasă decît cea obţinută la turnarea sub presiune a lingourilor pătrate. Se constată că aproape la toate şarjele a avut loc străpungerea capacului cîtorva lingouri. Explicaţia poate fi atît temperatura oţelului din lingotiere la începutul stropirii cu apă, cît şi modul de efectuare a acesteia. Ambii factori influenţează asupra grosimii capacului ce se formează prin răcire cu apă.

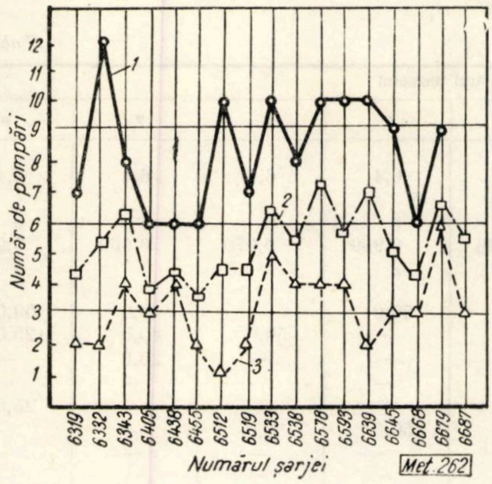


Fig. 8.

Tabela 2

Nr. crt.	Numărul şarjei	Lingouri cu capac străpuns, bucăţi	Lingouri laminate		Şutaj + ardere, %	Declasat, %	Rebut, %	Scoatere (corespunzător comenzii), %
			bucăţi	t				
1	6 319	5	30	174,0	19,0	3,3	3,2	74,5
2	6 332	—	34	200,6	18,5	11,9	19,3	50,3
3	6 343	2	27	159,3	18,6	18,7	24,1	38,7
4	6 405	1	32	189,0	12,2	3,4	—	84,4
5	6 438	—	34	200,5	14,0	1,4	2,9	81,7
6	6 455	2	36	182,4	18,5	1,0	0,5	80,0
7	6 512	4	32	192,0	21,5	1,9	10,9	65,7
8	6 519	2	27	162,0	20,0	—	7,6	72,4
9	6 533	2	28	168,0	11,5	—	1,4	87,1
10	6 538	2	33	198,0	13,5	1,4	3,0	82,1
11	6 578	4	32	192,0	26,0	2,0	4,0	68,0
12	6 593	3	32	192,0	19,8	1,0	3,6	75,6
13	6 639	4	28	165,2	21,1	2,8	2,8	73,3
14	6 645	1	29	174,0	19,6	—	—	80,4
15	6 668	2	28	165,2	19,9	2,3	22,5	55,3
16	6 679	3	28	162,4	17,3	—	3,6	79,1
17	6 687	1	32	195,3	18,0	—	10,4	71,6

Procedeul de turnare sub presiune aplicat la lingouri mari (peste 6 t), implică influenţa inerţiei termice mari a metalului care nu poate fi atenuată decît printr-o turnare mai înceată spre sfîrşitul umplerii lingotierelor şi prin răcirea corespunzătoare a capului lingourilor cu apă.

Este de menţionat faptul că, deşi la unele şarje (6332, 6343, 6512, 6668) scoaterile de metal bun (conform comenzilor) au fost foarte mici, rebuturile şi declasatele au fost determinate într-o măsură neînsemnată de defectul retasură. Situaţia privind cauzele rebuturilor şi declasatelor pentru cîteva şarje care au fost urmărite în mod amănunţit în ajustajul laminorului este dată în tabela 3.

Tabela 3

Numărul şarjei		6438	6512	6455	6332	6319
Total defecte, bucăţi din care:		248	102	135	211	214
Crăpături, %	total	22,6	68,3	27,6	72,5	52,8
	eliminate	21,8	38,4	27,6	38,4	45,5
	declasate	—	2,9	—	8,5	3,74
	rebutate	0,8	29,6	—	25,6	3,28
Fisuri, %	total	41,2	5,9	29,4	11,85	23,7
	eliminate	41,2	5,9	29,4	11,32	23,7
	declasate	—	—	—	0,47	—
	rebutate	—	—	—	—	—
Arsuri, %	total	16,9	7,9	—	0,47	10,3
	eliminate	16,9	5,92	—	0,47	6,52
	declasate	—	1,98	—	—	3,78
	rebutate	—	—	—	—	0,50
Retasură, * %	total	8,9	8,7	2,8	2,36	1,0
	eliminate	6,5	8,7	1,32	2,36	1,0
	declasate	1,2	—	0,74	—	—
	rebutate	1,2	—	0,74	—	—

* Diferenţa aparţine rupturilor incluziunilor de şamotă, împăturirilor.

Media ponderată a pierderilor prin şutaj + + ardere, la şarjele ale căror date sînt cuprinse în tabela 2, este de 18,2%. Admiţînd şutajul la piciorul lingoului de 3,0% şi arderea de circa 2,5%, înseamnă că şutajul de la capul lingoului reprezintă circa 13%. Pierderile minime cu şutajul + arderea (şarjele 6405, 6438, 6533, 6538) au fost de 11—14%. Aceasta înseamnă că şutajul de la capul lingourilor a fost în medie de 6—9%.

Lingourile şarjelor analizate în tabela 2 şi ale celorlalte şarje, după laminare, au fost debitate, cu unele excepţii, în cîte cinci sleburi cu lungimi de 1 170 — 1 200 mm (la secţiunea de 150 × 700 mm). Întrucît din unele lingouri s-au scos cîte şase sleburi cu lungimile între aceleaşi limite, iar defectele-retasură, la unele sleburi, păreau îndoielnice, s-au analizat rezultatele de la lingourile a două poduri (şarja 6538), din care, după laminare, s-au obţinut cîte şase sleburi. Unele dintre aceste sleburi prezentau defectul-retasură.

În vederea clarificării defectului presupus a fi retasură, s-au luat cîte două probe de la capetele fiecărui sleb, provenit din capul lingoului, pentru macroanaliză. Prelevarea probelor s-a făcut conform schiței din figura 9, iar rezultatele privind scoaterea de metal și defectele sleburilor, în tabela 4.

Tabela 4

	Numărul lingoului							
	1	2	3	4	5	6	7	8
Greutatea lingoului, t	6,3	6,3	6,3	6,3	6,4	6,4	6,4	6,4
Numărul de sleburi, bucăți	6	6	6	6	6	6	6	6
Greutatea medie a sleburilor,t	0,960	0,964	0,965	0,966	0,969	0,970	0,969	0,968
Numărul total de defecte	6	1	2	3	2	2	5	4
din care, %								
— crăpături	33,3	—	100,0	—	50,0	—	40,0	50,0
— rupturi	—	—	—	33,3	—	50,0	40,0	25,0
— fisuri	16,7	—	—	66,7	—	—	20,0	—
— șamotă	33,3	—	—	—	—	—	—	—
— împăturiri	16,7	—	—	—	—	—	—	25,0
— retasură	—	—	—	—	50,0	50,0	—	—
Rebut, %	16,4	—	15,3	—	— —	—	—	—
Cauza rebutării	împăturiri	—	crăpături	—	—	—	—	—
Declasări, %	—	—	—	—	—	—	—	—
Șutaj + ardere, %	8,5	8,2	8,1	8,1	9,4	9,3	9,3	9,4
Scoatere, %	75,1	91,8	76,6	91,9	90,6	90,7	90,7	90,6

Din analiza macrostructurii probelor a rezultat că presupunerea formării unei retasuri la sleburile din lingourile 5 și 6 nu a fost întemeiată. Incertitudinea provocată de aspectul de retasură la unele sleburi provenite din partea de mijloc a lingourilor s-a lămurit, de asemenea, cu această ocazie. Defectele presupuse a fi retasură au fost cauzate de ruperea materialului în secțiunea slebului prin tăiere la foarfece.

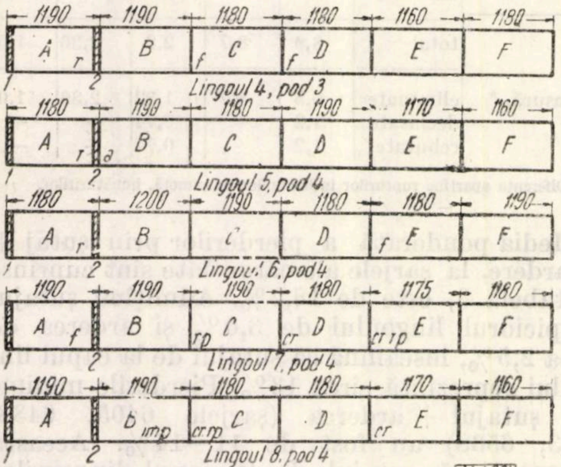


Fig. 9.

În consecință, dacă defectele de suprafață și incluziunile de șamotă nu constituie motive pentru rebutare, scoaterea de metal bun poate atinge media de pînă la 90%. Această scoatere a fost obținută la un număr însemnat de lingouri pentru tablă din care au rezultat, după laminare, cîte șase sleburi (150 × 700 × 1 170 — 1 200 mm).

Mărimea șutaj + ardere, dată în tabela 2, a fost determinată de faptul că, țintind să se elimine presupusa retasură din lingourile pentru tablă, s-au scos, în general, cîte cinci sleburi. Numărul mare al defectelor de suprafață ale sleburilor a reținut principala atenție, contribuind în bună parte la adoptarea măsurii privind majorarea șutajului pentru a avea garanția eliminării retasurii.

Concluzii. Turnarea oțelului calmat sub presiune s-a dovedit avantajoasă nu numai prin faptul că se simplifică pregătirea ansamblurilor de turnare și se elimină cheltuielile legate de maselotiere, ci și prin posibilitatea de a îmbunătăți randamentul de metal din lingou.

Studierea influenței parametrilor procesului de turnare (viteza de umplere a lingotierelor și temperatura oțelului lichid), precum și a construcției lingotierelor, asupra defectelor de suprafață ale lingourilor, poate să ducă la măsuri practice, prin care să se creeze condițiile necesare pentru aplicarea cu succes a turnării oțelului calmat sub presiune.

Turnarea sub presiune a fost experimentată la lingouri de circa 6 t. Este posibil ca, la lingouri mai mici, de 3,0—3,5 t, rezultatele să fie mai bune.

Dacă asupra influenței coroiajului nu se poate face o apreciere fermă, deși aceasta există, se pare că este necesar să se acorde atenție influenței încălzirii lingourilor. Din acest punct de vedere este foarte important ca lingourile turnate sub presiune să ajungă în cuptoarele adînci de la laminoare cu o temperatură cît mai ridicată. În general, toate condițiile care concură la sudarea retasurii (lipsa străpungerilor capacului, temperatura lingoului la introducerea în cuptoarele adînci, coroiajul la laminare) nu pot fi decît favorabile la aplicarea acestui procedeu de turnare.

Pentru tînărul inginer

CZ 621.73 : 621.762 : 66.067.1

Filtre metaloceramice

Ing. MIRCEA SACHELARIE
I.C.E.M.

Filtrele metaloceramice au apărut relativ recent în tehnică, permiţînd extinderea operaţiei de filtrare în domenii cu totul noi, la temperaturi ridicate, de 500–700°C, variaţii ale presiunii de filtrare pînă la 150–200 at, şi solicitări mecanice importante, îmbunătăţind astfel eficacitatea şi caracteristicile filtrării.

Materialele filtrante clasice (lîna, bumbacul, hîrtia) nu pot reţine, în condiţiile industriale, impurităţile cu dimensiuni mai mici decît 15–20 μ, deoarece fibrele din care sînt constituite aceste filtre nu sînt rigide, au o rezistenţă mecanică redusă, iar la presiuni ridicate de filtrare se pot desprinde impurificînd fluidul filtrat.

Materialele filtrante ceramice au o bună stabilitate chimică, sînt rezistente la temperaturi înalte, însă au o rezistenţă mecanică redusă, alungire nulă, fragilitate ridicată şi nu pot suporta şocuri termice.

Filtrele metaloceramice sînt foarte asemănătoare filtrelor ceramice, atît ca structură, cît şi ca tehnologie de fabricare. În prezent, însă, sînt superioare celorlalte materiale filtrante datorită siguranţei lor în exploatare, rezistenţei ridicate la compresiune, tracţiune, încovoiere, forfecare şi şoc termic, bunei lor conductibilităţi electrice şi termice şi posibilităţii uşoare de recondiţionare.

Filtrele metaloceramice reprezintă un domeniu specific al metalurgiei pulberilor în ceea ce priveşte proprietăţile materiilor prime (pulberile metalice), tehnologia de fabricare şi piesele filtrante.

Primele filtre metalice au fost confecţionate din pulbere de bronz şi acestea au rămas şi astăzi cele mai uzuale. Ulterior, gama metalelor şi aliajelor metalice s-a extins mult, folosindu-se bronzurile Cu + Ni + Sn, alamele, aluminiul, argintul nealiat sau aliat cu Si, Cd etc., nichelul, fierul sau oţelul nealiat, oţelurile aliate, inoxidabile sau anticorosive, carburile metalice greu fuzibile din grupa 4, 5, 6 a sistemului periodic, precum şi cermeturi de tipul $ZrO_2 + Ni$, $ZrO_2.CaO + Ni$, $ZrO_2.CaO + Pb$, Ti sau V etc.

Alegerea materialului din care se confecţionează filtrul depinde de natura mediului filtrat (lichid sau gaz, acid sau bazic etc.), în prezenţa căruia filtrul trebuie să aibă o stabilitate chimică absolută, de porozitatea şi permeabilitatea necesară, de dimensiunea medie a porilor în funcţie de diametrul maxim al particulei care urmează să fie reţinută în mod sigur, de condiţiile în care se execută filtrarea (presiune, vid, temperatură etc.), de rezistenţa mecanică necesară filtrului în funcţie de solicitările din cursul operaţiilor de filtrare, de forma şi dimensiunile filtrului.

Cele mai utilizate forme de filtru metaloceramice sînt cele tubulare fără cusătură, pînă la diametrul de 50 mm şi lungimea de 200 mm, iar pentru diametre mai mari, tuburile se realizează din benzi sinterizate care se rulează şi se îmbină prin lipire. De asemenea, sînt foarte frecvent folosite filtrele de formă tronconică cu fund, prevăzute cu un sistem de prindere (guler, filet etc.).

Pentru realizarea unei suprafeţe mari de filtrare într-un volum mic se confecţionează, din metal sinterizat, rondele tronconice cu grosimea de 2–3 mm, care se asamblează pe o tijă metalică perforată care serveşte în acelaşi timp ca ghidaj şi conductă de evacuare a filtratului. Suprafaţa de filtrare necesară este obţinută prin asamblarea unui anumit număr de elemente filtrante într-o carcasă corespunzătoare.

Fluidul pătrunde în filtru de la exterior spre interior, filtratul fiind evacuat prin tubul central.

Domeniile de folosire a acestor filtre sînt foarte variate. Cele mai cunoscute sînt următoarele : filtrarea aerului comprimat, a gazelor tehnice, a combustibililor lichizi, a lubrifianţilor, a mediilor de răcire pentru agregatele frigorifice, a topiturilor materialelor sintetice, a soluţiilor în apă sau în solvenţi organici ai diferitelor substanţe ; pot fi folosite ca element de protecţie contra variaţiilor bruşte de presiune şi a şocurilor la aparatele de măsurat şi înregistrat presiunile, pentru reţinerea apei din benzină sau motorină, pentru repartizarea uniformă a aerului sau a gazelor în transportul pneumatic, în instalaţiile de uscare, răcire sau reacţie în pat fluidizat, pentru pulverizarea substanţelor în evaporatoare, ca piese de răcire sau opritoare de flacără pentru protecţia rezervoarelor de combustibil sau a generatoarelor de gaze explozive.

Caracterizarea generală a filtrelor se face prin proprietăţile lor principale : porozitatea, permeabilitatea, mărimea efectivă a particulelor reţinute (gradul de curăţire) şi eficacitatea.

Porozitatea fluidului se exprimă în procente şi reprezintă raportul dintre densitatea aparentă a filtrului şi densitatea teoretică a metalului sau aliajului din care se confecţionează filtrul. Practic, porozitatea este cuprinsă între 30—60%. Calitatea unui filtru şi valoarea permeabilităţii lui depind însă numai de porozitatea intercomunicantă, care trebuie să reprezinte 90—95% din valoarea porozităţii totale. Natura pulberii, respectiv plasticitatea ei, compoziţia granulometrică, forma particulelor şi tehnologia de fabricare sînt factorii care determină în special porozitatea filtrului.

Permeabilitatea filtrului se exprimă prin volumul fluidului care traversează filtrul pe unitatea de suprafaţă, în unitatea de timp, la o presiune de filtrare de 1 at ($cm^3/min/cm^2$). Permeabilitatea depinde de valoarea porozităţii intercomunicante şi deci de toţi factorii de care depinde aceasta. În plus, permeabilitatea este influenţată de secţiunea porilor, de uniformitatea distribuirii lor pe întreaga suprafaţă a filtrului, de grosimea peretelui filtrant, de forma şi granulaţia pulberii, de presiunea de filtrare şi viscozitatea fluidului filtrat.

În literatura de specialitate se propun o serie de formule şi metode pentru determinarea permeabilităţii filtrelor metaloceramice, însă practic permeabilitatea se determină în condiţiile de exploatare sau în condiţii cît mai apropiate de acestea în ceea ce priveşte : mediul, presiunea de filtrare, temperatura, forma filtrului etc.

Mărirea efectivă a particulelor reţinute (gradul de curăţire) este determinată de diametrul efectiv al porilor, de granulaţia pulberii utilizate. În cazul pulberilor sferice cu granulaţie uniformă, diametrul teoretic al porilor reprezintă 0,155 sau aproximativ 1/7 din diametrul granulelor folosite. Practic însă, diametrul porilor reprezintă 1/9—1/10 din diametrul granulelor datorită faptului că pulberea nu este perfect sferică şi, oricît ar fi de limitat domeniul de sortare, nu are toate granulele numai de o singură dimensiune, ceea ce conduce la strangulări ale porilor intercomunicanţi.

Determinarea experimentală a dimensiunii medii a porilor se execută practic prin metoda presiunii maxime de formare a bulelor, descrisă de ISCHIN şi KAGNER.

Literatura de specialitate menţionează rezultatele unor cercetări comparative ale filtrelor metaloceramice cu granulaţia 0,06—0,15 mm şi permeabilitatea 650 $cm^3/min/cm^2$ la 0,5 at şi a filtrelor de celuloză folosite curent pentru filtrarea motorinei la autovehiculele echipate cu motoare Diesel. Experimentările au arătat că filtrul de celuloză reţine impurităţile mai mari de 9 microni, iar cel metaloceramic, pe cele mai mari de 3 microni. În raport cu cantitatea de impurităţi reţinute, filtrul metaloceramic reţine 98% din totalul impurităţilor conţinute în fluidul filtrat, iar filtrul de celuloză reţine 82%.

Eficacitatea filtrului este un criteriu de bază pentru aprecierea calităţii unui filtru, care nu se poate defini complet numai prin valoarea permeabilităţii sau a gradului de curăţire. Acest criteriu propus de K. Ocetek şi K. Agte de la VUPM (R.S.C.) şi adoptat ulterior de aproape toate ţările producătoare de filtre reprezintă raportul dintre permeabilitate şi diametrul mediu a particulelor reţinute în mod sigur. Pentru acelaşi grad de curăţire, eficacitatea maximă o au filtrele metaloceramice fabricate din pulbere sferică, deoarece la acestea frecarea fluidului în pereţii porilor este mult mai redusă decît la filtrele fabricate din pulbere măcinată, permeabilitatea variind invers proporţional cu valoarea coeficientului de frecare, deci cu rugozitatea pereţilor porilor.

Pentru obţinerea pulberilor cu formă sferică sau cît mai apropiate de o sferă, s-au elaborat în tehnica mondială diverse procedee industriale: granularea metalului topit (Pb, Fe, Cu, Ag, alamă, bronz), pulverizarea metalului lichid cu aer sau abur (aliaje de Al, Cu, Ni, Fe etc.), topirea prin arc electric sub apă (Cu, bronz, oţel inoxidabil), măcinarea în mori turbionare a şpanului sau sîrmei din metale cu plasticitate redusă din oţel aliat, refractar, anticoroziv, bronz, alame speciale etc.

Fabricarea industrială a filtrelor metaloceramice se execută prin următoarele metode principale : presarea pulberilor în matriţe şi sinterizarea comprimatelor în atmosferă controlată, sinterizarea pulberii metalice tasate împreună cu matriţe de formare şi laminarea pulberilor, obţinîndu-se benzi care apoi se sinterizează.

Tehnologia aleasă pentru fabricarea unui anumit filtru depinde în egală măsură de caracteristicile care se cer elementului filtrant şi de natura pulberii folosite. Chiar în cazul aceleiaşi compoziţii chimice a pulberii care constituie materia primă, tehnologia de fabricare a filtrului va varia în funcţie de presiunea de filtrare, dimensiunea particulei ce trebuie reţinută în mod sigur, asigurarea debitului de o suprafață filtrantă dată, natura fluidului filtrant (gaz sau lichid) și solicitările mecanice la care filtrul trebuie să reziste. De aceea nu se poate generaliza o tehnologie elaborată pentru un anumit gen de filtre metaloceramice la alt tip de filtre, chiar dacă acestea au aceeași compoziție chimică, aceeași formă, aceeași granulație a pulberii, însă trebuie să satisfacă condițiuni de exploatare diferite.

În perioada 1961—1962, la cererea unor uzine din cadrul MMCM și MIPCh s-au studiat și elaborat tehnologiile de fabricare a filtrelor metaloceramice din bronz și fier, pentru filtrarea aerului comprimat la compresoarele cu care sînt echipate „Uniturile dentare” și agregatele automate de sudură cu comandă pneumatică, a motorinei la pompele de injecție UFS, a freonului lichid în agregatele de răcire ale frigiderelor cu compresor și a țițeiului brut în instalațiile petrolifere de extracție.

Cercetările executate în cadrul laboratorului de metalurgia pulberilor — ICEM au urmărit următoarele obiective : analizarea completă a unor filtre metaloceramice din import, solicitate și puse la dispoziție de uzinele beneficiare, completîndu-se și verificîndu-se astfel datele din documentare : obținerea materiei prime, a pulberilor de bronz și fier, cu forma sferică ; determinarea parametrilor optimi ai tehnologiilor de fabricare a filtrelor de bronz și fier ; proiectarea și construirea unor dispozitive în laborator, pentru determinarea caracteristicilor specifice filtrelor, comparativ cu datele din literatură și cu cele ale filtrelor originale.

Pulberile cu formă sferică, din bronz cu 10% Sn și din fier, necesare obținerii acestor filtre, au fost elaborate prin pulverizare cu aer în instalații proiectate de ICEM și realizate la ICEM și Uzinele de laminate neferoase — București. În urma cercetărilor de laborator și a numeroaselor experimentări s-au determinat construcțiile dispozitivelor de pulverizare și parametrii optimi pentru obținerea cu precădere a granulațiilor necesare.

Aceste date sînt sintetizate în tabela 1.

Aerul necesar pulverizării este condus prin șase duze dispuse la 60°, cu diametrul 3 mm pentru bronz și diametrul 4,5 mm pentru fier, și avînd o înclinare de 25° față de vîna de metal lichid.

Pentru obținerea filtrelor solicitate au fost studiate în laborator atît procedeele de fabricare prin presare cît și cele prin formare, urmărindu-se comparativ și comportarea diferiților lianți menționați în literatură și anume : soluția de stearină în benzen, soluția de 50% $ZnCl_2$, soluțiile în benzen a polietilenei dizolvate în parafină sau soluție 30% de parafină de CCl_4.

Referatele ICEM din 1961 și 1962 cu privire la această problemă cuprind descrierea amănunțită a cercetărilor executate și rezultatele studiilor de laborator prin care s-au definitivat tehnologiile de fabricare a filtrelor metaloceramice respective.

Tabela 1

Parametri		Bz 10 Sn	Fier
Compoziția metalului lichid		90 % Cu + 10 %Sn	Fe+3,5 % C
Temperatura de pulverizare, °C		1 200 — 1 250	1 350—1 400
Secțiunea duzelor de aer, mm²		42	95
Secțiunea duzei de metal, mm²		50,3	33,2
Raportul secțiunilor, aer/metal		0,84	2,9
Debitul metalului lichid, kg/min		30	20
Presiunea aerului comprimat, at		3,5—4	3,5—4
Mediul de captare		aer	apă
Temperatura de captare, °C		100	50—70
Pierderi la topire și pulverizare,		20	10
Randament în pulbere brută, %		80	90
Granulația (mm), %	2	—	5
	1,6—2	1	13
	0,8—1,6	8	15
	0,2—0,8	66	37
	0,2	25	30
Tratament termic		—	Decarburare 5 h la 950°C
Conținut final de C		—	0,1—0,2

Determinările de laborator pentru stabilirea valorilor de permeabilitate, debit, dimensiune a porilor și gradului de curățire au arătat că filtrele metaloceramice realizate în țară prezintă caracteristici comparabile cu cele din import.

Cercetările au continuat într-o fază avansată, realizîndu-se loturile de omologare, care au fost predate uzinelor beneficiare împreună cu tehnologiile de fabricare.

În momentul de față trei din cele cinci repere solicitate sînt asimilate, filtrul de fier pentru reținerea nisipului în instalațiile petroliere de extracție și filtrul injector fiind în curs de experimentare la ICFE-Cîmpina și UFS-Sinaia. În primul trimestru al anului 1963, laboratorul a fost solicitat să realizeze 1 600 filtre de acest fel pentru experimentarea în exploatările Trustului petrolier Moinești.

În tabela 2 sînt sintetizate caracteristicile filtrelor metaloceramice realizate, pentru care lucrările de cercetare s-au încheiat.

O comparație strict economică între filtrele metaloceramice și celelalte tipuri de filtre (organice sau ceramice) nu este posibilă, deoarece condițiile tehnice specifice care impun folosirea filtrului metaloceramic în operația respectivă exclud de la început posibilitatea folosirii filtrului de bumbac, hîrtie sau ceramică (temperatură, presiune, solicitări mecanice etc.).

Tabela 2

Caracteristici	Filtrul pentru filtrarea aerului în instalația I.O.R.	Filtrul pentru filtrarea motorinei în pompele de injecție	Filtrul pentru filtrarea freonului în instalația frigorifică	Filtrul pentru filtrarea aerului în agregate de sudură	Filtrul pentru nisip în instalația petrolieră
Material	Bz10Sn	Bz10Sn	Bz10Sn	Bz10Sn	fier
Pulbere sferică cu granulație, mm	0,1–0,15	0,2–0,3	0,2–0,3	0,3–0,4	0,8 –1 1 –1,25 1,25–1,6 1,6 –2
Procedeul de obținere	presare la 0,5 t/cm² sau formare	formare	formare	formare	presare 0,7–0,8 t/cm²
Condiții de sinterizare	750°C–2h H_2	800°C – 3h H_2	800°C – 3h H_2	820°C–3h 30′H_2	1 250°C–3h H
Volumul, cm³	12,5	1,25	1,3	13,4	370
Suprafața filtrantă, cm²	40	3,2	3,5	53	448
Grosimea peretelui filtrant, mm	2,5	3,5	3,5	2,5	10
Mediul filtrant	aer la 1,8–2,5 at	motorină circa 300 at	freon lichid 8 at	aer la 6 at	țiței brut
Greutatea specifică, g/cm³	5,5	5,55	5,5	5,45	4–4,15
Porozitatea, %	37	36	37	38	45–47,5
Permeabilitatea	15,8 l aer/min/cm² la 1 at	25 cm³/min/cm² la 1 at	5,5 l aer/min/cm² la 1 at	34 l aer/min/cm² la 1 at	—
Gradul de curățire	circa 12	circa 25	circa 25	circa 25	între 0,08 și 0,15 mm
Preț de cost, lei/bucată	9,30	0,67	0,82	9,60	circa 120

În aceste cazuri, cu toate că filtrul organic sau ceramic apare mai convenabil ca preț, el nu poate fi utilizat, deoarece nu rezistă solicitărilor impuse de exploatare.

Prețul de revenire al unui filtru metaloceramic este funcție de natura pulberii din care este fabricat și de complexitatea lui geometrică. Prețul mediu calculat este de circa 144 lei/kg pentru filtrele de bronz și 109 lei/kg în cazul filtrelor de fier. Cum în general grosimea peretelui filtrant nu depășește 3 mm, iar porozitatea medie este de circa 40%, rezultă că 1 kg de filtre metaloceramice reprezintă aproximativ 600 cm² suprafață filtrantă. Raportînd prețul unui kilogram la suprafața filtrantă respectivă, rezultă un preț de circa 0,24 lei/cm² în cazul filtrelor de bronz și circa 0,18 lei/cm² în cazul filtrelor de fier. Aceste cifre servesc la aprecierea destul de exactă a costului unui filtru metaloceramic din bronz sau de fier cînd se cunoaște suprafața lui filtrantă.

---

[1] *Agte, K.* și *Oțetek, K.* Metallokeramiceskie filtri. Sudpromghiz 1959. [2] *Schwartz, H. L.* Metal sinterizat poros pentru filtrarea benzinei și motorinei. M.T.Z. **19**, nr. 11, nov. 1958. [3] *Strobel, E.* și *Schatt, B.* Prüfung von Metallfiltren. Die Technik, nr. 7, 1958, p. 484–488. [4] * * * Le tracteur et la machine agricole, **22**, nr. 2, feb. 1960, p. 63–70. [5] * * * Journal of metals, **8**, nr. 3 martie 1957, p. 326–330. [6] * * * Sintered metal filtres, Pumping, **15**, nr. 2, 1960, p. 186–189. [7] Filtre metaloceramice. Studiul ICEM, 1961.

Din experiența uzinei „Oțelul roșu”

CZ 669.1.013.5

Introducerea tehnicii noi la uzina „Oțelul roșu”

Ing. șef ELEODOR POPESCU

Actul revoluționar al naționalizării de la 11 iunie 1948 găsește uzina „Oțelul roșu” (fostă Ferdinand) cu un utilaj învechit, cu o capacitate de producție redusă, în care majoritatea operațiilor se făceau nemecanizat.

Înființată în 1804 și profilată pe producție siderurgică în 1891, cînd se montează un cuptor Siemens Martin de 6,5 t, avînd ca factori de bază în dezvoltarea de viitor mîna de lucru foarte ieftină, combustibil sub formă de lemn din masivele păduroase aflate în apropiere, precum și energie electrică furnizată de căderile rîului Bistra, ea rămîne o uzină învechită.

Începînd cu anul 1948, uzina „Oțelul roșu” a fost într-o continuă dezvoltare, ajungînd ca astăzi să fie una dintre uzinele siderurgice cu o deosebită pondere în economia națională.

Este semnificativ în acest domeniu ritmul de creștere a producției comparat cu anul 1938, luat ca an de bază și vîrf în producția capitalistă.

Această creștere a fost posibilă numai prin realizarea unui plan de dezvoltare bine studiat, eșalonat pe etape și care să nu ducă la perturbări în producție.

Felul produsului	Anul			
	1938	1949	1959	1962
Oțel lingou, %	100	105	243	256
Platine și țagle, %	100	163	543	684
Tablă, %	100	107	243	266
Bandă laminată la recę, %	100	286	1 000	1 794

Noile lucrări de investiții, precum și modernizarea și mecanizarea utilajelor învechite, au creat condiția creșterii continue a producției și productivității muncii.

Însuflețit de mărețele realizări ale statului nostru socialist, colectivul uzinei a trecut la realizarea și traducerea în viață a sarcinilor trasate de Congresul al III-lea al P.M.R. cu privire la ridicarea nivelului tehnic al producției. Dacă aruncăm o scurtă privire asupra preocupărilor acestui colectiv în domeniul introducerii tehnicii noi în anul 1962, precum și asupra obiectivelor anului 1963, se constată că, mergînd pe linia introducerii și extinderii de procedee tehnologice noi, s-a reușit ca în cursul anului 1962 să se folosească la elaborarea oțelului în cuptoare Martin un procent de 60,5% gaz metan fără a influența indicii tehnico-economici ai cuptoarelor. Au fost experimentate mai multe tipuri de injectoare, ajungîndu-se astăzi într-un stadiu destul de avansat, astfel încît este probabil că în anul 1963 se va putea atinge un consum de 70% gaz metan. S-a reușit folosirea integrală a gazului metan la Fabrica de var, colectivul din cadrul serviciului energetic șef și secție preocupîndu-se de a folosi acest combustibil și la fabricarea dolomitei.

Tot pe linia aplicării unor procedee tehnologice moderne care să contribuie la micșorarea consumurilor specifice și la reducerea prețului de cost se menționează elaborarea oțelului semicalmat, la care și-a adus din plin contribuția colectivul de oțelari care au reușit să elaboreze șarje cu o scoatere de peste 90%, cu toate că rezultatele inițiale erau puțin promițătoare, scoaterile fiind sub cele ale oțelului necalmat. Se remarcă faptul că semicalmarea s-a efectuat cu aluminiu lichid, oțelul turnîndu-se în lingouri de 800 kg/buc., fiind montate 14 buc. pe un pod; toate datele din literatură prevedeau o semicalmare cu aluminiu granulat și în lingotiere dispuse simetric pe podul de turnare. În decursul anului 1962 s-au turnat și laminat peste 2 000 t de oțel semicalmat, urmînd ca în 1963 această cifră să crească mult.

Mergînd pe această linie, colectivul turnătoriei de cilindri a trecut, cu îndrumarea și sprijinul Centrului de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R., la elaborarea și turnarea cilindrilor din fontă cu grafit nodular. Rezultatele obținute îndreptățesc să se afirme că problema turnării cilindrilor din fontă cu grafit nodular semiduri este rezolvată și că rezultatele obținute la turnarea cilindrilor duri sînt mulțumitoare. În anul 1963 va trebui să se rezolve complet și această problemă, asigurîndu-se astfel laminoarele de tablă cu cilindri de calitate superioară.

De asemenea, în domeniul laminoarelor s-a experimentat și adoptat laminarea în serie a oțelului manganos 25 GS pentru discuri de grape. Laminarea acestui oțel în tablă de 3—4 mm grosime a necesitat multă experiență din partea laminatorilor de tablă, care au fost ajutați de serviciul de cercetări și de serviciul tehnic.

Aceleași probleme s-au pus și la laminarea altor oțeluri de calitate, pentru prima dată la uzina noastră, așa cum este cazul oțelului OLX59 și în prezent se experimentează oțelul 65 G.

Trebuie să se semnaleze că a existat o perfectă colaborare între serviciile centrale și secțiile productive.

Metoda de laminare la toleranțe minime a fost îmbrățișată cu mult elan de laminatorii uzinei, reușind ca în 1962 să se lamineze în acest domeniu 90% din producția laminorului de platine și peste 40% din cea a laminorului de profile, realizîndu-se astfel numai în anul 1962 o economie de 3 607 t oțel. Urmărirea asiduă a laminării și preluarea din timp a probelor au fost obiectivele principale ale laminatorilor.

Dat fiind că turnătoria de oțel este destul de veche și foarte puțin mecanizată, calitatea pieselor turnate a dat naștere la multe discuții și multe studii din partea colectivului de specialitate. Cu toate greutățile întîmpinate s-a reușit ca în trimestrul IV al anului 1962 să se toarne în forme întărite cu bioxid de carbon, metodă care va fi extinsă în 1963.

În acțiunea de introducere și extindere a proceselor tehnologice avansate, un rol important îl are planul tehnic (planul introducerii tehnicii noi), corelarea acestuia cu celelalte secțiuni ale planului și, în primul rînd, cu planul de producție. Între planul de producție și planul tehnic trebuie să existe o legătură organică, planul tehnic fiind un instrument important în realizarea și depășirea sarcinilor de producție.

La uzina „Oțelul roșu", acest plan a fost urmărit îndeaproape de Serviciul de cercetări și de serviciul tehnic, reușindu-se realizarea lui completă.

Se menționează că în acest plan au fost prevăzute și realizate o serie de modernizări și mecanizări ale utilajelor învechite, în special ale strungurilor.

Mica mecanizare a contribuit în mod deosebit la introducerea tehnicii noi. Planul de mică mecanizare se întocmește încă din trimestrul IV pentru anul care urmează, adăugîndu-se pe parcurs noi lucrări cerute de noile condiții create. Numai în cursul anului 1962 s-au executat lucrări ce aduc economii anuale de 610 000 lei, ca mașina pentru fabricat tuburi flexibile, un utilaj modern cu comenzi mecanice bine puse la punct, precum și reglarea mecanică a cilindrului inferior și superior de la caja finisoare a laminorului de platine. Această lucrare înlocuiește munca manuală de reglare a cilindrilor, reduce timpul de schimbări și face să crească productivitatea.

Se consideră ca bună metoda folosită de a forma colective de studii pe probleme și de analiză, de asemenea metoda de a se analiza periodic de către conducere felul cum se realizează planul tehnic, planul de măsuri tehnico-organizatorice, precum și măsurile necesare pentru realizarea lor.

Este cunoscut faptul că mișcarea de inovații contribuie din plin la introducerea noului în toate sectoarele de muncă. În ultima perioadă, mișcarea de inovații la uzina „Oțelul roșu" a cunoscut o dezvoltare deosebită. Numai în anul 1962 au fost înregistrate un număr de 238 propuneri a căror eficacitate economică se ridică la suma de 2 107 650 lei. La acestea și-au adus contribuția un mare număr de muncitori și tehnicieni. Merită să fie menționată propunerea privind, încălzirea cilindrilor de laminat tablă cu gaz metan, care într-un mod destul de original rezolvă problema amplasării injectoarelor folosind mesele de ghidaj precum și construcția lor, ca și propunerea referitoare la determinarea rapidă pe cale electronică a conținutului de carbon în benzile laminate la rece.

Colectivul uzinei consideră că mai are încă mult de muncit pe linia introducerii tehnicii noi pentru a face față noilor cuceriri ale științei și tehnicii.

CZ 669.183.27.046.562

Rezultatele unor încercări de carburare a băii metalice cu cocs la elaborarea oțelului în cuptoare Martin

Ing. NICOLAE SUCIU și ing. ELENA SUCIU

Una dintre preocupările actuale de seamă ale oțelarilor este și reducerea treptată a cantității de fontă din încărcătura metalică a șarjei, tinzîndu-se uneori chiar la suprimarea ei. Considerentele care determină aplicarea acestei metode sînt de ordin economic și se reflectă sensibil în prețul de cost.

Această problemă a fost abordată în multe țări și în principiu pare a fi rezolvată, impunîndu-se însă adaptarea tehnologiei generale la condițiile specifice diverselor oțelării.

În cadrul uzinei au fost experimentate trei variante de elaborare a oțelului cu cocs ca înlocuitor al fontei, și anume :

— șarje cu încărcătură constînd din circa 90% fier vechi, circa 7% fontă și circa 3% cocs de petrol sau metalurgic, la care s-au adăugat și circa 300 kg/șarjă minereu de mangan (sau Fe-Mn);

— șarje cu aceeași încărcătură, la care s-au adăugat prin injectare la sfîrșitul perioadei de topire circa 2 kg/t cocs pulverizat;

— șarje cu încărcătura constînd numai din circa 95% fier vechi și 5% cocs de petrol sau metalurgic; s-au adăugat și circa 300 kg minereu de mangan.

Oțelul elaborat astfel a făcut parte din categoria oțelurilor carbon obișnuite, avînd conținutul final de carbon de 0,05—0,14%. Turnarea oțelului s-a făcut prin sifon, în lingotiere direct conice, greutatea lingoului fiind de 800 kg.

Varianta I a fost experimentată prin elaborarea a trei șarje ale căror caracteristici sînt date în tabelele 1 și 2.

La primele două șarje, circa 75% din fierul vechi încărcat a făcut parte din sorturile nemanoperat și balotat, astfel că durata încărcărilor și topirilor a fost mare. Ca urmare, durata totală a șarjelor a crescut, depășind 8 h 30 min, astfel că producția specifică a fost de numai circa 5 t/h. La șarja a treia, circa 50% din fierul vechi a fost dezmembrat și șarjabil, diferența fiind numai din sorturile ușoare. În acest caz,

Tabela 1

Nr. șarjei	Încărcătura șarjei, t				Durata șarjei, h			Producția de oțel Siemens Martin		Observații
	fier vechi	fontă	cocs	minereu de Mn	încărcarea	topirea	total	t/șarjă	t/h	
1	45	5	1,2	0,3	4h	2h 40′	8h 50′	43	4,86	elaborarea și turnarea au decurs normal
2	47	3	1,2	0,3	4h 20′	2h 35′	8h 40′	44	5,08	
3	47	3	0,6	0,3	3h 40′	2h	7h 10′	45	5,30	

Tabela 2

Nr. şarjei	Compoziţia chimică de topire, %				Bazicitatea CaO/SiO$_2$ la topire	Compoziţia chimică finală, %				Bazicitatea finală	Rezultate la laminare	
	C	Mn	P	S		C	Mn	P	S		consum specific, kg/t	coeficient de scoatere, %
1	0,39	0,32	0,076	0,054	0,8	0,07	0,31	0,020	0,045	1,8	1 135	88,5
2	0,34	0,26	0,068	0,061	0,9	0,08	0,50	0,022	0,031	1,9	1 125	89
3	0,07	0,12	0,056	0,047	1,1	0,05	0,25	0,018	0,025	1,9	1 100	91

durata încărcării şi topirii a fost redusă, ajungîndu-se astfel la o durată totală a şarjei de numai 7 h 10 min.

Ordinea încărcării la toate cele trei şarje a fost: vatra — după asigurarea profilului normal — a fost acoperită cu fier vechi uşor, peste care s-au adăugat varul în grămezi şi minereul de mangan. Cantitatea de var dată la încărcare a fost de circa 1 200 kg/şarjă. Peste var şi peste minereul de mangan au urmat un nou strat de fier vechi, apoi cocsul, restul de fier vechi şi fonta.

Din tabela 3 se observă că, la topire, impurităţile dăunătoare ale băii metalice — sulful şi fosforul — au fost reduse, defosforarea fiind foarte avansată mai ales în final. La topire, conţinutul de carbon a fost scăzut — la primele două şarje — şi foarte mic — la ultima —, contrar prevederilor actualelor documentaţii tehnologice care obligă la topire un minimum de 0,6% C.

Cu toate acestea, deoarece şarjele au avut un caracter experimental, elaborarea a fost continuată fără adaos de carburanţi. Afinarea a constat propriu-zis în încălzirea şarjei şi în corectarea zgurei. În această perioadă, fierberea băii a fost normală. Probele tehnologice au corespuns, astfel că o dată cu preluarea temperaturii s-a trecut la dezoxidare şi apoi la deşarjare. Turnarea celor trei şarje, aspectul lingourilor şi laminatelor ca şi scoaterea la laminare au fost cel puţin la nivelul şarjelor elaborate normal. Deci, asigurîndu-se fier vechi de calitate mai bună, această variantă duce, chiar la un conţinut de carbon la topire foarte mic, la obţinerea de indici corespunzători, atît din punct de vedere cantitativ, cît şi calitativ.

Varianta a II-a la care s-a încercat completarea carburării băii prin injectare de cocs fluidizat, a fost aplicată de asemenea la trei şarje.

Compunerea încărcăturii, durata şi principalele caracteristici la topire a celor trei şarje sînt redate în tabela 3.

Ordinea încărcării la toate şarjele a fost aceeaşi ca la varianta I, injectarea cocsului făcîndu-se după terminarea completă a topirii.

Pregătirea cocsului pentru injectare a constat din: sfărîmarea în concasor, cernerea prin sita nr. 1 STAS 1077—50, şi încărcarea aparatului de pulverizare. Aparatul a fost alimentat prin intermediul unui furtun cu aer comprimat — 2 kgf/cm² — care intrînd în interior a provocat fluidizarea cocsului. Introducerea cocsului în baie s-a făcut folosind un furtun racordat la capăt cu o ţeavă de 1 1/2" diametru şi circa 5 m lungime, curbată la ieşire cu un unghi de circa 30°.

Tabela 3

Nr. şarjei	Încărcătura, t				Durata, h			Compoziţia chimică de topire, %				Bazicitatea CaO/SiO$_2$ la topire
	fier vechi	fontă	cocs	minereu de Mn	încărcare	topire	total	C	Mn	P	S	
1	48	3	0,9	0,3	3h 40′	2h 50′	8h 15′	0,39	0,26	0,059	0,057	1,1
2	56	3	1,2	0,3	5h	2h 30′	9h 25′	0,36	0,28	0,067	0,065	0,65
3	54	3	0,9	0,3	4h 20′	2h 30′	8h 30′	0,31	0,25	0,057	0,049	0,8

Sub această formă, lancea a fost introdusă în baie la circa 20 cm adîncime, în prealabil fiind alimentată cu aer pentru a nu se înfunda. După introducerea lancei în baie s-a deschis ventilul de admisiune a cocsului fluidizat, moment din care a început practic injectarea. Durata injectării a fost în total de circa 3 min, timp în care regimul termic a fost redus pentru a evita suprasolicitarea termică a părţii superioare a cuptorului.

Datele obţinute după injectare (tabela 4) nu au fost satisfăcătoare, deoarece practic

Tabela 4

Nr. şarjei	Cantitatea de cocs injectată, kg	Conţinutul de carbon, %		Randamentul util	Observaţii
		înainte de injectarea cocsului	după injectarea cocsului		
1	80	0,39	0,36	0	zgura primară a fost evacuată în prealabil circa 20%
2	70	0,34	0,34	0	zgura primară nu a fost evacuată
3	70	0,28	0,27	0	zgura primară nu a fost evacuată

conținutul de carbon a rămas neschimbat. Este necesar deci un adaos mult mai mare de cocs.

Injectarea este însă o operație foarte dificilă (ocupă mult personal, comportă riscuri), fără vreo compensație calitativă sau cantitativă. Principalele caracteristici ale celor trei șarje sînt arătate în tabela 5.

Tabela 5

Nr. șarjei	Compoziția chimică finală, %				Bazicitatea zgurei finale	Producția de oțel Siemens Martin		Rezultate la laminare		Observații
	C	Mn	P	S		t/șarjă	t/h	consum specific, kg/t	coeficient de scoatere, %	
1	0,12	0,38	0,018	0,035	2,1	44,2	5,35	1 140	87,5	aspectul platinei a fost normal la toate cele trei șarje
2	0,14	0,40	0,025	0,028	1,90	53	5,63	1 130	88,5	
3	0,10	0,35	0,022	0,029	1,85	51	6	1 130	88,5	

În ipoteza că nu s-ar fi făcut injectări, durata la fiecare șarjă se reduce cu minimum 10 min, producția specifică crescînd astfel cu peste 1%. Practic, deci, această variantă nu satisface cerințele actuale — sporirea productivității și îmbunătățirea calității.

Varianta a III-a a avut ca scop stabilirea condițiilor de elaborare a șarjelor cu încărcătura compusă numai din fier vechi și cocs. Totodată, s-a urmărit și eficiența acestei metode, sub aspectul economic și calitativ.

Modul de încărcare a fost același ca la primele două variante, manganul necesar la topire fiind asigurat prin adaos de minimum 150 kg Fe-Mn sau 300 kg minereu de mangan, la încărcare. Ceea ce a fost diferit la cele trei șarje a fost calitatea fierului vechi.

La prima șarjă, cea mai mare parte a fierului vechi a fost șarjabilă, iar la celelalte două șarje proporția cea mai mare a revenit fierului vechi ușor, nemanoperat. Datele principale de la elaborare sînt cele înscrise în tabela 6.

Tabela 6

Nr. șarjei	Încărcătura, t				Compoziția chimică de topire		Durata șarjei		Producția de oțel Siemens-Martin	
	fier vechi	cocs	Fe-Mn	var	C	Mn	încărcarea	total	t/șarjă	t/h
1	49	2,4	0,16	1,2	0,57	0,14	4h 20′	8h 55′	43	4,8
2	55	2,4	0,16	1,2	0,76	0,16	5h 30′	10h 40′	48	4,5
3	56	2,4	0,24	1,2	0,38	0,17	5h 45′	11h 25′	48	4,2

Tabela 7

Nr. șarjei	Compoziția chimică finală, %				Rezultate la laminare		Observații
	C	Mn	P	S	consum specific, kg/t	coeficient de scoatere, %	
1	0,08	0,22	0,014	0,031	1 125	89	rebuturi de material nu s-au înregistrat, iar aspectul platinei a fost normal
2	0,12	0,26	0,016	0,033	1 130	88,5	
3	0,08	0,28	0,020	0,045	1 140	87,5	

Datele obținute la laminarea în platină a lingourilor provenite din cele trei șarje aparținînd variantei a III-a sînt înscrise în tabela 7.

În general, s-a constatat că producția specifică la oțelăria Siemens Martin a fost scăzută, iar scoaterea la laminarea în platină a fost bună. Producția redusă în oțelărie s-a datorat în parte calității inferioare a fierului vechi și, în măsura cea mai mare, duratei mari a încărcării și topirii, efect al greutății specifice mici și temperaturii de topire mai ridicate a fierului vechi.

Concluzii. Rezultatele obținute la șarjele urmărite și prelucrarea datelor înscrise în evidența primară, pe o perioadă de peste o lună de zile în care s-a lucrat cu cocs, au dus la următoarele concluzii:

— Injectarea cocsului fluidizat este dificilă și randamentul util, privind creșterea conținutului în carbon al băii metalice, este nul pentru adaosul sub 100 kg cocs/șarjă.

— Introducerea de cocs la încărcare ca înlocuitor al fontei asigură conținutul de carbon necesar unei afinări normale.

— Rezultatele cele mai bune se obțin în cazul adăugării a minimum 5% fontă solidă în încărcătură; această fontă este necesară pentru amorsarea topirii, pentru asigurarea siliciului necesar formării zgurei și frînării arderii intense a carbonului. La nevoie, fonta poate fi înlocuită cu deșeuri de tablă silicioasă (8—10 t/șarjă).

— Conținutul de carbon — chiar sub 0,20% — la topire, nu împiedică desfășurarea normală a afinării și, în general, a șarjei. Asemenea șarje se elaborează în condiții normale și satisfac cerințele normelor de detaliu pentru oțel carbon obișnuit — compoziția chimică și încercările mecanice.

— Elaborarea cu cocs ca înlocuitor al fontei, în cazul unui mod de încărcare rațional, nu afectează durabilitatea cuptoarelor și, în cazul mersului cald al lor, duce chiar la indici superiori.

CZ 621.771.242–418 :621.785.3

Posibilități de îmbunătățire a recoacerii tablelor subțiri în cuptoarele-tunel

Ing. GH. DUMITRACHE și ing. A. DUMITRACHE

Tablele subțiri de oțel (grosime maximă 4 mm), laminate la cald, constituie materia primă de bază pentru o bună parte a industriei prelucrătoare de metale și constructoare de mașini. Prelucrarea acestor table, pînă la forma pieselor, obiectelor sau mașinilor finite, se face în majoritatea cazurilor pe seama capacității lor de a fi prelucrate prin operații de : tragere în adîncime la cald sau rece, îndoiri simple sub diverse unghiuri, îndoiri urmate de dezdoiri, fălțuiri duble, răsuciri, bordurare, sudură etc. Calitatea de execuție a tuturor acestor operații, productivitatea și economicitatea lor depind în special de microstructura tablelor.

Prin deformare în timpul laminării, structura oțelului se modifică, formîndu-se așa-numitele structuri fibroase (texturi), în care grăunții cristalini deformați sînt alungiți în direcția de laminare. Acest lucru face ca, în privința proprietăților lor, tablele brute, laminate și netratate termic, să prezinte o cvasianisotropie. Cvasianisotropia se manifestă ca o diferențiere geometric-spațială a proprietăților mecanice, și anume : acestea prezintă valori mai bune în cazul probelor tăiate în sensul de laminare și mai slabe în cazul celor tăiate perpendicular pe acest sens. Gradul scăzut de prelucrabilitate a talelor brute, netratate, este redat prin rezultatele slabe ale încercărilor de îndoire-dezdoire, Erichsen și tracțiune.

Sub acest aspect este corect ca eficiența și calitatea operației de recoacere, care se aplică final tablelor brute de oțel, să fie apreciate după modul cum se înlătură structurile de laminare.

Majoritatea tablelor subțiri pentru construcții mecanice, negre, o dată sau dublu decapate pentru ambutisare obișnuită, se recoc în cuptoare-tunel. Condițiile tehnologice pe care în mod obișnuit la oferă aceste cuptoare nu permit obținerea structurilor optime de recoacere, adică recristalizarea completă. Volumul mare al cuptoarelor și al stivelor de tablă, variația în timp a încărcării termice în zona focarelor, construcția voluminoasă și greoaie a lăzilor în care se împachetează tabla determină încălzirea neuniformă a acesteia, în unele părți excesivă, în altele insuficientă. La răcire, părțile dinspre exterior ale stivei se răcesc mai repede față de mijloc și, în general, vitezele de răcire sînt prea mici față de necesitatea de a se obține structuri cît mai fine.

Din motivele arătate, în tehnologia modernă există tendința ca recoacerea prin încălzire și răcire în stivă, caracteristică cuptoarelor-tunel, să fie înlocuită cu o normalizare executată pe fiecare foaie de tablă în parte. Prin normalizare se obțin table de ambutisaj cu performanțe deosebite de prelucrabilitate.

Totuși, cuptoarele-tunel există, iar normalizarea la asemenea cuptoare nefiind posibilă, trebuie acordată o deosebită atenție oricărei posibilități de îmbunătățire constructivă sau de modernizare tehnologică. În sprijinul acestor acțiuni, de un real folos se dovedește cunoașterea temeinică a influențelor negative pe care le exercită recoacerea în cuptoarele-tunel asupra microstructurii tablelor.

Recoacerea în condiții obișnuite. Prin „obișnuite" se înțeleg condițiile de tratament existente la cuptoarele-tunel de capacitate medie, tip Dressler, la care se folosesc, ca utilaj de împachetare a stivelor, mase și capace de oțel turnat cu grosimea peretelui, în zona fără nervuri, de 50—60 mm.

Regimul de tratament : preîncălzire 12 ore ; menținerea lăzilor la focare 6—8 ore ; răcire în cuptor 9—12 ore ; răcire sub capac, în afară de cuptor, minimum 24 ore ; răcire liberă, în stivă, nelimitat (pînă sub 100°C) ; temperatura în zona de încălzire (la focare) 1 050—1 100°C, și gradientul termic (temperatura în zona de încălzire minus temperatura reală a tablei) în diverse zone, 100—360°C.

Rezultatele obținute prin aplicarea acestor condiții de lucru au fost urmărite pe producția curentă de tablă decapată (STAS 1988—59), timp de mai multe luni, în care s-au făcut cîteva sute de analize metalografice.

În paralel s-a executat și proba de îndoire-dezdoire, care supune oțelul la solicitări deosebit de severe, comparabile cu cele la care trebuie să reziste tablele normalizate, dresate sau laminate la rece. Pentru aceasta, s-au tăiat bucăți de tablă, 200 ×50 mm, din aceleași foi și locuri de unde s-au prelevat și probele metalografice. Aceste epruvete s-au îndoit la o mașină de încercat, în jurul unei cale de două ori mai groase decît tabla. După deformarea în dispozitiv, îndoirea a fost continuată prin ciocănire pînă la 180°C, considerîndu-se terminată cînd cele două ramuri ale epruvetei au ajuns în paralel. Apoi s-a procedat la dezdoire, tot prin ciocănire, pînă la aducerea epruvetei sub forma inițială. Rezultatele s-au interpretat astfel: rezultat bun *B* — partea interioară a îndoiturii nu prezintă nici o fisură, ci cel mult ușoare încrețituri și dezveliri de țunder; rezultat rău *R* — partea interioară a îndoiturii prezintă macrofisuri, desprinderi de metal, mai mult sau mai puțin accentuate. Tot în această categorie s-au inclus fisurile străpunse și epruvetele care s-au rupt complet la dezdoire.

Analiza metalografică, a arătat că, afară de unele rare excepții, structura fibroasă este înlăturată prin acest tratament de recoacere. Cu toate acestea, rezultatele obținute în paralel cu proba de îndoire-dezdoire au fost peste 50% necorespunzătoare. Cauzele acestei comportări inegale urmau deci să fie puse în seama altor factori, cum ar fi: forma unui alt constituent structural, mărimea grăuntelui, puritatea oțelului. Laminîndu-se oțel de aceeași proveniență, elaborat în condiții identice și apropiate în timp, influența purității a putut fi considerată egală pentru toate tablele cercetate. Probele care au prezentat abateri de la mărimea obișnuită a grăuntelui au fost eliminate din cercetare. În felul acesta, toată atenția a putut fi concentrată asupra cementitei — Fe_3C, cel de-al doilea constituent al structurii. Considerînd formele sub care apărea acest constituent drept criteriu de clasificare, s-au putut alcătui cinci tipuri reprezentative de structuri (fig. 1 *a* — *e*, ×500), fiecăruia corespunzîndu-i anumite posibilități de prelucrare, reprezentate prin coeficientul de îndoiri-dezdoiri bune.

Coeficientul de prelucrabilitate — $C_p = 1$ — al tablelor care prezintă perlită globulară avînd cea mai mare valoare, îl putem considera ca cifră de referință.

Tabela 1

Nr. microfotografiilor	Forma cementitei în structură	F = frecvența din total analize	Îndoire-dezdoire		Coeficient de prelucrabilitate, $C_p = \frac{B}{100}$
			B%	R%	
1a	Perlită lamelară + cementită terțiară (Ce III)	50	54,8	45,2	0,548
1b	Cementită terțiară	32,3	33,2	66,8	0,332
1c	Perlită lamelară	9,7	50	50	0,50
1d	Perlită incomplet globulizată + perlită lamelară	6,4	75	25	0,75
1e	Perlită globulară	1,6	100	0	1,00

Împreună cu masa grăunților refăcuți de ferită, perlita globulară alcătuiește structura caracteristică tablelor care, după deformarea la cald sau rece, sînt recristalizate printr-un procedeu anumit de încălzire-răcire. Probele de îndoire-dezdoire ale unor asemenea table vor corespunde în întregime, cu unele excepții create de mărimea grăuntelui și de puritate. Pentru aceste table s-ar putea deci nota relația: $C_p \times F = 100\%$.

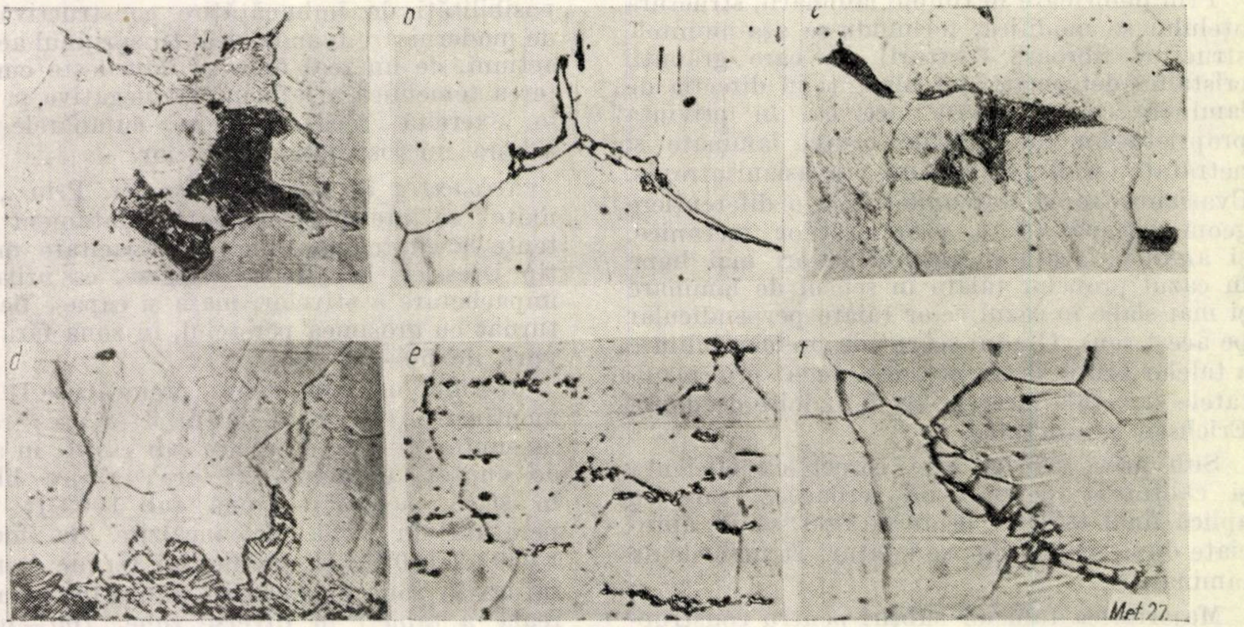


Fig. 1

Comparativ, aceeaşi relaţie, în cazul tablelor recoapte în cuptorul-tunel, are valoarea: $\sum_1^5 C_p \cdot F = 49{,}35\,\%$.

Deşi în felul acesta se constată că aproape 50% din totalul încercărilor au corespuns, tablele nu pot fi destinate nici cel puţin în această proporţie prelucrărilor la care se supun cele recoapte în totalitate globulitic. Aceasta, pentru că încercarea şi sortarea, foaie cu foaie, a stivelor din lăzile de recoacere sînt imposibile.

Dacă aceste stive se împart pe verticală în patru părţi egale (fig. 2), aproximativ de cîte 2 500 kg, în fiecare dintre ele cementita se prezintă sub următoarele forme (prima formă este cea preponderentă): V_1 — cementită terţiară (Ce-III): V_2 = perlită lamelară + Ce III, Ce III; V_3-perlită lamelară + Ce III; V_4-perlită lamelară, perlită incomplet globulizată, perlită globulară.

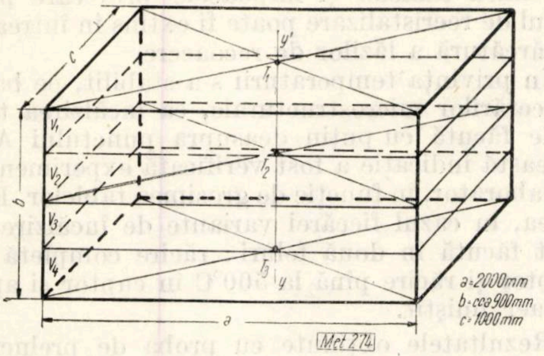


Fig. 2

Capacitatea redusă de prelucrabilitate a tablelor nu se datoreşte, deci, neînlăturării structurii lor de laminare, ci ea se explică prin prezenţa cementitei terţiare cu plasticitate redusă, precum şi prin neuniformitatea structurală a tablelor din aceeaşi şarjă de recoacere.

Cementita terţiară, separîndu-se la limitele grăunţilor de ferită, exercită o influenţă negativă asupra plasticităţii materialului. Chiar în cazul unei solicitări mici de deformare a tablelor, cementita terţiară crapă, formînd microfisuri intercristaline care, o dată cu accentuarea deformărilor, se comportă ca nişte amorse, determinînd astfel apariţia macrofisurilor şi rupturilor pătrunse în material. Spre exemplificare, se redă o microfotografie (fig. 1, *f*) în care, în mod cu totul excepţional, s-a putut prinde exact momentul cînd cementita terţiară a cedat sub acţiunea unei imperceptibile poansonări a tablei la aparatul Erichsen.

Cum cementita terţiară este prezentă în jumătate din capacitatea unei lăzi de recoacere şi este semnalată şi în cel de-al treilea sfert, rezultă că înlăturarea sa din structură trebuie că constituie obiectivul principal al oricăror măsuri luate în vederea îmbunătăţirii calităţii.

Sub aspectul plasticităţii, perlita lamelară, este, desigur, numai cu puţin inferioară celei globulare. Dacă ea este prezentă într-o structură cu granulaţie fină 7—8, după scara ASTM, prelucrabilitatea tablelor este bună, comparabilă cu rezultatele obţinute prin globulizări perfecte. La cuptoarele-tunel nu există însă condiţiile necesare finisării structurii, întrucît, răcirea făcîndu-se în stivă, vitezele de răcire sînt foarte mici şi mărimea grăunţilor nu depăşeşte gradul 5—6 ASTM. Cu alte cuvinte, formarea perlitei lamelare nu este dorită şi, cum asupra răcirii nu se poate influenţa cu eficacitate practică, măsurile trebuie luate numai în legătură cu încălzirea.

Perlita incomplet globulizată apare la o parte din tablele V_4, datorită faptului că durata de menţinere la temperatura necesară globulizării este prea mică.

Globulizarea completă a perlitei în porţiunea V_4 are loc într-o măsură atît de mică, încît tablele respective sînt, practic, imposibil de separat.

Neuniformizarea structurii şi procesul de formare a cementitei sînt consecinţa cîtorva condiţii tehnologice învechite care se mai aplică la unele dintre aceste cuptoare. Printre acestea, influenţa cea mai defavorabilă o exercită folosirea pentru împachetare a meselor şi capacelor turnate, greoaie, cu pereţi masivi, şi nervurate iraţional. Împachetarea în stivă este aplicată şi în cazul oţelurilor care se recoc pur globulitic, cum sînt benzile sau tablele laminate la rece. Dar în aceste cazuri greutatea pieselor de împachetare reprezintă maximum 30% din greutatea stivei, fiind confecţionate prin sudură din tabla de 5—20 mm grosime. În asemenea condiţii, gradientul termic se situează în intervalul 50—80°C. În cazul capacelor şi meselor turnate, greutatea lor depăşeşte pe aceea a tablelor stivuite, deoarece pereţii lor sînt groşi de 50—60 mm şi încărcaţi cu nenumărate nervuri şi umpluturi locale, de multe ori lipsite de utilitate. Folosind aceste piese, la încălzire, încărcarea termică a stivei decurge extrem de neuniform, trecerea căldurii fiind perturbată de grosimea mare şi inegală a pereţilor capacului. În figura 2, pe axa verticală *y*, *y'*, sînt reprezentate punctele pentru care s-au determinat temperaturile reale, cu ajutorul conurilor Seger, în condiţiile tehnologice redate anterior.

Tabela 2

Numărul de determinări	Temperatura indicată la termocuplu, T_C, °C	Temperatura, °C			Gradientul		
		T_1	T_2	T_3	T_1	T_2	T_3
1	1 090	970	850	730	120	240	360
2	1 090	980	860	740	110	230	350
3	1 060	960	840	720	100	220	340

Rezultă în mod evident că pentru crearea la bază a temperaturii minime (Ac_1), necesară îndepărtării structurii de laminare, în restul stivei apar temperaturi care merg pînă la depăşirea lui Ac_3.

La răcire, tablele nu pot fi descoperite atît timp cît sînt în cuptor şi, în continuare, pentru a li se păstra o calitate bună a suprafeţei, sînt menţinute închise în lăzi pînă ajung sub 200°C. Pereţii groşi ai pieselor de împachetare determină, în această fază, realizarea unor viteze de răcire extrem de mici.

Încălzirea neuniformă şi, pentru anumite porţiuni, exagerat de mare, şi viteza de răcire de numai 15–20°C/h sînt factorii principali care determină formarea şi repartiţia nefavorabilă a constituenţilor structurali cementitici în funcţie de poziţia tablelor în stivă.

În porţiunea V_1, cementita terţiară găseşte teren ideal pentru formarea sa : oţel cu conţinut foarte mic de carbon, încălzire peste Ac_3 şi, în sfîrşit, răcire lentă (parţială în cuptor) în intervalul 700–400°C.

Porţiunile V_2 şi V_3 se găsesc aproximativ în aceeaşi situaţie ; vitezele de răcire sînt chiar şi mai mici. Totuşi cementita terţiară apare în cantitate mai mică, alături de perlita lameară. Răcirea înceată ar favoriza, desigur, în aceste porţiuni ale stivei, formarea perlitei globulare ; totuşi acest lucru nu se întîmplă datorită încălzirii la temperaturi încă prea mari (800–900°C).

Porţiunea V_4 a stivei este singurul loc unde apare perlita globulară. Punctul T_3 (720–740°C) din figura 2, situat exact pe suprafaţa mesei, este reprezentativ pentru tablele din imediata lui vecinătate. Acestea se recoc parţial globulitic. Pe măsura creşterii în înălţime a porţiunii V_4, condiţiile de încălzire se modifică spre cele reprezentate de punctul T_2. Odată cu temperatura, se schimbă şi aspectul perlitei.

Cu alte cuvinte, în V_4, mergînd de jos în sus, forma globulară a perlitei se pierde pe măsură ce creşte temperatura de încălzire.

La influenţele dăunătoare pe care le exercită construcţia lăzilor asupra structurii se adaugă volumul mare al cuptoarelor şi variaţia periodică de temperatură care are loc atunci cînd şirul de vagonete se mişcă spre ieşire.

Tablele recoapte în asemenea condiţii corespund unor scopuri limitate de prelucrare, reprezentate prin încercarea de îndoire — fără dezdoire (STAS 901–60; STAS 1988–59) şi mai puţin prin îndoirea dublă (STAS 1946–61) sau îndoirea la 90° alternată (STAS 2028–60; STAS 673–57). Performanţele de prelucrare realizate cu aceste table pot şi trebuie să fie ridicate. Practica şi experimentările arată că acest lucru este posibil şi, mai mult chiar, prin anumite modernizări tehnologice în aceste cuptoare se pot recoace corespunzător şi table destinate unor prelucrări energice sau repetate (ambutisare adîncă, foarte adîncă, bordurare etc.).

Pentru aceasta, condiţia de bază este ca în structura tablelor să se obţină perlita globulară.

Recoacerea pentru perlită globulară. O dată cu interpretarea rezultatelor cercetărilor făcute la cuptoarele-tunel rezultă şi măsurile necesare pentru îmbunătăţirea calităţii tablelor.

Pe prim plan apare necesitatea de a imprima tratamentelor de la aceste cuptoare caracterul de recoacere de recristalizare, singurul mijloc prin care cementita poate fi trecută sub formă de perlită globulară. Problema formării acestui constituent prezintă două aspecte : temperatura optimă de încălzire, în funcţie de grosimea tablelor şi mijloacele prin care procesul de recristalizare poate fi extins în întreaga încărcătură a lăzilor de recoacere.

În privinţa temperaturii s-a stabilit, pe baza cercetărilor microstructurale, că încălzirea trebuie făcută cu puţin deasupra punctului Ac_1. Această indicaţie a fost verificată experimental în laborator, în funcţie de grosimea tablelor. Răcirea, în cazul fiecărei variante de încălzire, a fost făcută în două feluri : răcire completă în cuptor şi răcire pînă la 500°C în cuptor şi apoi în aer liniştit.

Rezultatele obţinute cu proba de prelucrabilitate nu au variat însă cu modul de răcire. Temperaturile optime şi rezultatele încercărilor de îndoire-dezdoire sînt redate în tabela 3.

Tabela 3

Grosimea tablei, mm	Temperatura optimă, °C	Proba de îndoire-dezdoire, $C_p = \frac{B}{100}$	Analiza metalografică, % din total analize	
pînă la 1	720	1,00	Perlită globulară	100
1–3	740	0,99	Perlită globulară	98
			Perlită globulară + resturi lamelare	2
3–4	760	1,00	Perlită globulară	97
			Perlită globulară + resturi lamelare	3

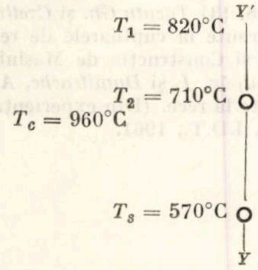
La toate probele, ferita a fost complet refăcută după deformarea suferită prin laminare.

Experimentările au fost făcute pe table luate din loturile urmărite la recoacerea în cuptorul tunel (tabela 1).

În general, s-a constatat că încălzirea la 740–760°C corespunde tuturor tablelor, cu excepţia celor sub 1 mm grosime, pentru care la această temperatură se mai observă totuşi o uşoară tendinţă de separare a cementitei terţiare. Tablele sub 1 mm au temperatura sfîrşitului de laminare sub 500°C, astfel că ultimile două treceri printre cilindri au caracter parţial de deformare la rece şi tablele se ecruisează. Oţelul deformat la rece prezintă însă la recristalizare un număr sporit de germeni şi, ca atare, temperatura de tratament poate fi coborîtă chiar sub Ac_1. Ca urmare, încercările făcute la 720°C au dat rezultate excelente, iar cementita terțiară a fost complet înlăturată din structură. Recoacerea la aceeași temperatură a tablelor mai groase nu este indicată, deoarece pentru acestea este avantajos să se lucreze cu 740–760°C, întrucît se micșorează astfel durata de tratament fără înrăutățirea structurii sau proprietăților de prelucrare. Recoacerile experimentale peste 760°C au avut ca rezultat creșterea proporțional cu temperatura a formei lamelare a perlitei și apariția cementitei terțiare. Ca urmare, coeficientul C_p a scăzut, de exemplu, în cazul încălzirii de la 820°C pînă la 0,70.

În ce privește omogenizarea structurală a tablelor din întreaga stivă, din cercetările efectuate se desprinde concluzia că, în general, încălzirea în stivă dă naștere la unele diferențe de temperatură] între tablele din diversele părți ale aceleeași stive. Aceste diferențe sînt însă puternic accentuate de existența pereților mult prea groși și inegali ai capacelor turnate cu care stivele sînt acoperite. Pentru a verifica totuși efectul acestei influențe negative în condițiile încălzirii tablei la 720–760°C, s-au recopt experimental la această temperatură cîteva stive, acoperite cu capace turnate. Tablele au fost cercetate apoi metalografic cu rezultatele arătate în tabela 4.

Tabela 4



		C_p
V_1...	Perlită lamelară + Ce III	0,60
V_2...	Perlită globulară	1,00
V_3...	Perlită incomplet globulizată, perlită globulară	0,80
V_4...	Structură de laminare cu tendință de recristalizare	0,30

$$\sum_{V_1}^{V_4} C_p \times F = 25 \quad \sum_{V_1}^{V_4} C_p = 67{,}5\,\%$$

Din tabelă rezultă: diminuarea substanțială a cementitei terțiare; mărirea cantității de table cu perlită globulară (aproximativ 40%); recoacerea insuficientă la aproximativ 25% din table (porțiunea V_4) și creșterea numărului total de rezultate bune la proba de îndoire-dezdoire.

Rezultatele obținute în felul acesta, oglindite prin proba de prelucrabilitate, sînt substanțial afectate negativ de existența celor aproximativ 25% table care, după recoacere, prezintă structură de laminare. Deci, și în acest caz, interpunerea între table și mediul de încălzire a unor piese protectoare prea masive, se dovedește nefavorabilă calității.

Remediul care pare a fi cel mai ușor de realizat este menținerea lăzilor un timp mai îndelungat la foc, cu scopul egalizării temperaturii. Acest mod de rezolvare nu este însă recomandabil, deoarece provoacă micșorarea capacității cuptorului și creează condițiile în care grăunții structurali cresc în mărime.

O soluție oarecum acceptabilă ar fi formarea selectivă a stivelor pe mesele de recoacere, acolo unde programele de fabricație permit acest lucru. În partea de jos, imediat pe suprafața mesei, ar urma în acest caz să se așeze o cantitate egală cu V_4 (2 500 kg) de table, a căror calitate este asigurată dacă proba de simplă îndoire (fără dezdoire) corespunde. În adevăr, probele de acest gen, făcute în porțiunea V_4, au corespuns în întregime, cu excepțiile provocate de puritatea și starea suprafeței oțelului. În V_2 și V_3 ar urma să se așeze tablele de calitate superioară (TD sau TDA), iar în V_1, tablele pentru care se recomandă o temperatură ridicată de încălzire, în vederea creșterii grăuntelui (tablele silicioase pentru electrotehnică). Desigur însă că, aplicarea acestei soluții, deși posibilă în multe secții de laminoare, este incomodă din punct de vedere organizatoric.

Un alt mijloc de îmbunătățire a calității recoacerii tablelor din V_4, în condițiile păstrării utilajului greu de protecție și a temperaturilor de recristalizare, a fost aplicat cu rezultate satisfăcătoare la uzina „Oțelul roșu", prin amplasarea unor arzătoare suplimentare în pereții cuptorului-tunel. Pentru aceasta, de o parte și de alta a tunelului, înainte de camerele arzătoarelor principale, în zona de preîncălzire, s-au montat cîte trei arzătoare cu autoaspirație pentru gaz metan (TD 10), plasate pe verticală, astfel ca flacăra lor să învăluie partea de jos a lăzii. În felul acesta s-a reușit ca structura tablelor din porțiunea V_4 să fie convertită către perlita globulară, în amestec cu cea incomplet globulizată. Totodată, această dispersare pe două direcții a fluxului de încărcare termică a permis reducerea temperaturii în dreptul focarelor principale cu circa 60–70°C.

Încercările de omogenizare structurală completă a tablelor din aceeași stivă au însă cîmp limitat de acțiune, atît timp cît în calea fluxului de căldură trimis spre table se interpun pereții groși și inegali ai capacelor și meselor turnate. Rezolvarea completă și practic acceptabilă a acestei probleme presupune reducerea gradientului termic sub 50°C între termocuplu și interiorul liber al lăzii, precum și reducerea gradientului termic sub 100°C între diversele puncte ale stivei.

Pentru realizarea acestor parametri, mijloacele oferite de modul de dispersare a fluxului de încălzire sînt limitate, iar posibilitatea menținerii mai îndelungate în zona focarelor nu este rentabilă, micșorînd productivitatea cuptorului.

Singura soluție care se desprinde ca valabilă din interpretarea cercetărilor făcute pînă în prezent este aceea de a se renunța complet la folosirea pieselor de protecție turnate, iar în locul lor să se folosească piese cu pereți subțiri, obținute prin sudare. Folosirea capacelor cu pereți subțiri sudați trebuie extinsă concomitent cu reducerea temperaturilor de încălzire în intervalul necesar recristalizării tablelor. Folosirea mixtă, la un același cuptor, a capacelor turnate și sudate, este cu totul neindicată. În cazul regimului de încălzire corespunzător folosirii capacelor turnate, cele sudate se vor distruge prematur; în situație inversă, tablele din lăzile cu capace turnate vor fi nerecoapte în partea de jos a stivei.

Ca mijloc de orientare, în construcția pieselor de protecție poate servi relația care redă legătura dintre greutatea utilă G_t și cea a lăzii

$$G_l \text{ (masă + capac)} : \frac{G_t}{G_l} \geqslant 2.$$

În tehnica modernă a construcției pieselor de protecție pentru recoacerea în cuptoarele-tunel se recurge în prezent la capace cu pereți de 5—12 mm construite din table de oțel aliat, rezistent la foc. În scopul renunțării la asemenea oțeluri, scumpe și deficitare, se dovedește utilă folosirea capacelor de table de 20 mm grosime, de oțel cu conținut cît mai scăzut de carbon.

Pentru prevenirea oxidării și prelungirea duratei de utilizare, suprafața exterioară a capacelor de tablă poate fi acoperită cu depuneri protectoare. Cel mai utilizat mijloc este varul stins. La „Oțelul roșu" s-a încercat alitarea capacelor prin difuziune directă (prin împachetare). Sub aspect experimental, rezultatele au fost bune; intervin însă greutăți serioase la împachetarea pentru alitare, datorită volumului mare al capacelor. Experimentările vor fi continuate în viitor folosind procedeul de alitare prin pulverizare.

În cadrul cercetărilor necesare elaborării măsurilor de modernizare a procedeelor de recoacere în cuptoarele-tunel, prima etapă poate fi considerată depășită; s-a verificat faptul că recristalizarea este singurul procedeu convenabil calității tablelor.

Necesitatea înlăturării complete a pieselor de protecție turnate a devenit, de asemenea, evidentă și justificată tehnic. Pentru rezolvarea acestei probleme și sub aspect economic, cercetările trebuie extinse asupra materialelor de construcție a capacelor cu pereți subțiri, asupra modului lor de protecție contra oxidării și deformărilor. Performanțele de durabilitate a acestor capace, chiar cu suprafețe neprotejate, dar utilizate la temperaturi mai scăzute — specifice recristalizării, nu sînt departe de cele înregistrate la capacele turnate, folosite în condițiile vechi la cuptoarele-tunel. Totuși, există posibilități ca, prin procedee economice de protejare a suprafețelor, indicii de utilizare a capacelor de tablă să fie mai buni decît în cazul capacelor turnate.

Recoacerea de recristalizare și, legată de aceasta, extinderea folosirii pieselor de protecție cu pereți subțiri oferă posibilități nelimitate de îmbunătățire continuă a calității tablelor recoapte în cuptoarele-tunel.

[1] *Belskii, B. E.* Fabricarea tablelor de oțel laminate la cald, vol. I și II (traducere din limba rusă). București, I.D.T., 1954. [2] *Günther, E.* Herstellung warmgewalzter Feinbleche. Berlin, V.E.B. Verlag Technik, 1958. [3] *Tăcutu Gh.* și *Czelli, I.* Folosirea injectoarelor autoaspirante la cuptoarele de recoacere tip tunel. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 9, 1962. [4] *Dumitrache Gh., Lupău, I.* și *Dumitrache, A.* Recoacerea benzilor de oțel laminate la rece. (Din experiența uzinelor „Oțelul roșu"). București, I.D.T., 1961.

CZ 621.771.242–418:669.14.046.064

Cercetări asupra decarburării benzilor de oțel

Ing. NICOLAE SUCIU și ing. PAVEL MUNTEANU

Una dintre verificările efectuate interfazic și final, atît la benzile de oțel laminate la cald, cît și la cele relaminate la rece, o constituie măsurarea adîncimii stratului decarburat, prevăzută uzual pentru laminatele cu conținut de carbon de peste 0,40% care urmează a fi călite sau servesc ca materie primă pentru unele repere cu cerințe de calitate deosebită.

În anumite cazuri, decarburarea superficială a oțelurilor conduce la rebuturi neremediabile, datorită: micșorării rezistenței straturilor exterioare care au de suportat solicitările cele mai mari; reducerii posibilității de durificare a suprafeței de lucru a pieselor, care au astfel o rezistență scăzută la uzură; micșorării rezistenței la oboseală și fragilității, din cauza formării zonelor bruște de trecere de la zona decarburată la miez, și datorită faptului că suprafețele cu decarburare totală nu pot fi lustruite.

Se știe că decarburarea nu este proprie numai anumitor mărci sau sortimente de oțeluri, în anumite condiții apărînd chiar la un conținut de 0,2% carbon sau mai puțin.

În vederea stabilirii principalelor cauze care au ca efect apariția, datorită decarburării, a zonelor cu concentrații diferite de carbon în secțiune, a fost urmărită încă de la încălzirea țaglelor influența atmosferei cuptorului, a temperaturii şi duratei de încălzire a oţelului, cît şi a compoziţiei chimice a oţelului. În cazurile în care condiţiile existente au permis, s-au stabilit pe cale experimentală şi remediile.

Influenţa atmosferei cuptorului a fost verificată prin varierea raportului gaz-metan-aer, lucrîndu-se cu 1 : 10 şi 1 : 9. Rezultatele obţinute sînt cele redate în tabela 1.

Tabela 1

Nr. probei	Calitatea oţelului	Adîncimea stratului decarburat, mm	
		gaz-aer 1 : 10	gaz-aer 1 : 9
1	OLC 45	0,10	0,09
2	OLC 45	0,13	0,11
3	OLC 45	0,13	0,09
4	OLC 45	0,11	0,10
5	OLC 45	0,12	0,10
6	OLC 45	0,17	0,08
7	OLC 45	0,15	0,10
8	OLC 45	0,13	0,11
9	OLC 45	0,15	0,08
10	OLC 45	0,14	0,10

Înainte de a fi introduse în cuptor, ţaglele au fost văruite. Durata menţinerii lor în cuptor pentru încălzire a fost de 3 ore. Probele au fost prelevate din bandă laminată la cald.

Datele din tabela 1 arată că, în cazul unui uşor exces de gaz metan (raport 1 : 9), valoarea cîmpului de decarburare — pentru materiale laminate practic în aceleaşi condiţii — este cu 57 % mai mică decît în cazul proporţiei 1 : 10. La fel, decarburarea medie este cu 28 % mai mică.

Influenţa temperaturii de încălzire şi a duratei a fost stabilită iniţial în fază de laborator şi verificată apoi industrial. Încălzirea a fost făcută în cuptor electric cu bare de silită, obţinîndu-se datele din tabela 2.

Tabela 2

Nr. probei	Calitatea oţelului	Temperatura, °C	Durata încălzirii	Adîncimea decarburării, mm
1	70S2HA	—	—	0,53
2	70S2HA	900	2 h 30 min	0,58
3	70S2HA	1 040	2 h 30 min	1,08
4	70S2HA	1 080	2 h 30 min	1,45
5	70S2HA	1 120	2 h 30 min	1,53
6	70S2HA	1 160	2 h 30 min	1,72

Încercările de laborator au fost făcute pe probe provenite din ţagle calitatea 70S2HA, care fiind un oţel aliat cu siliciu este mai susceptibil la decarburare.

Din tabela 2 se remarcă o creştere evidentă a adîncimii stratului decarburat, o dată cu creşterea relativ mică a temperaturii. Sub 1 000°C decarburarea este numai de suprafaţă, creşte apoi sensibil pînă la 1 080°C, după care creşterea este mai redusă. Avîndu-se în vedere plasticitatea oţelului, caracteristicile agregatelor şi limitele adîncimii decarburării prevăzute de norme, nu este indicat ca temperatura de laminare la oţelul cu carbon mai ridicat să depăşească 1 050°C (tabelele 3 şi 4).

Influenţa compoziţiei chimice a fost verificată prin încălzirea diferitelor mărci de oţeluri la aceeaşi temperatură. Iniţial au fost încălzite la circa 1 100°C şi laminate apoi în benzi de grosimi de 2—3 mm, ţagle provenind din şapte mărci de oţel.

Raportul gaz-aer a fost de 1 : 9, ţaglele au fost văruite înaintea încărcării în cuptor şi durata încălzirii a fost de 3 ore. Aşa cum se vede în tabela 3, conţinutul de carbon a variat între 0,33 şi 0,85 %, iar adîncimea decarburării a fost între 0,15 şi 0,20 mm, valori care depăşesc limitele admise.

Din tabela 3 rezultă că decarburarea apare la toate mărcile de oţel în cazul încălzirii la circa 1 100°C şi creşte uşor o dată cu creşterea conţinutului de carbon şi siliciu.

Tabela 3

Marca oţelului	Compoziţia chimică a şarjei, %					Conţinutul de C al benzii, %	Duritatea HB	Adîncimea decarburării, mm			Dimensiunile, mm	
	C	Mn	P	S	Si			ţagle neîncălzite	ţagle încălzite	banda	ţagle	banda
M30	0,33	0,58	0,020	0,009	0,24	0,33	180	0,26	0,58	0,15	65×65	75×2
M35	0,35	0,65	0,022	0,012	0,32	0,34	207	0,31	0,61	0,17	65×65	78×2
M45	0,50	0,61	0,017	0,010	0,28	0,50	219	0,34	0,66	0,18	65×65	75×3
M50	0,51	0,63	0,019	0,017	0,26	0,49	244	0,35	0,65	0,18	65×65	75×2,5
OLC60	0,61	0,81	0,020	0,012	0,38	0,59	272	0,32	0,68	0,15	65×65	73×2
OSC9	0,85	0,25	0,016	0,020	0,18	0,82	306	0,30	0,62	0,18	65×65	86×2,75
70S2HA	0,69	0,54	0,018	0,008	1,46	0,67	306	0,28	0,64	0,20	65×65	73×2,5

Tabela 4

Marca oţelului	Dimensiunile benzii laminate la cald, mm	Conţinutul de C al benzii, %	Adîncimea decarburării, mm				Observaţii
			ţagle neîncălzite	ţagle încălzite	bandă spiră exterioară	bandă spiră interioară	
OLC60	30×2	0,57	0,32	0,56	0,06	0,07	Condiţiile de încălzire au fost aceleaşi ca mai sus
70S2HA	30×2	0,67	0,28	0,58	0,05	0,06	

Au fost verificate apoi două mărci — OLC60 şi 70S2HA — la temperatura de circa 1 000°C (măsurată cu pirometrul optic la evacuarea ţaglelor). Rezultatele înregistrate au fost cele din tabela 4.

Decarburările obţinute indică deci regimul de lucru optim pentru aceste oţeluri : încălzirea la circa 1 000°C, durata totală a încălzirii circa 3 ore, şi raportul gaz-aer 1 : 9.

Benzile laminate la cald au fost urmărite în continuare la laminarea la rece, în scopul stabilirii influenţei recoacerii asupra adîncimii stratului decarburat.

Cu toate că, spre deosebire de încălzirea ţaglelor care se face liber în cuptorul cu propulsie, recoacerea benzilor se face în oale închise etanş, se constată totuşi decarburări frecvente şi la benzile laminate la rece.

În vederea stabilirii cauzelor şi remediilor, s-a verificat în primul rînd influenţa temperaturii şi a duratei (tabela 5).

Tabela 5

Marca oţelului	Numărul probei	Temperatura de regim, °C			Adîncimea decarburării, mm			Observaţii
		grupul de jos	grupul de mijloc	grupul de sus	banda ecruisată	după recoacerea I	după recoacrea a II-a	
				Recoacerea I				
OSC9	1	660—730	690—730	640—720	0,09	0,09	0,12	La recoacerea I, durata încălzirii a fost de 8 ore
OSC9	2	660—730	690—730	640—720	0,08	0,08	0,40	
				Recoacerea a II-a				
OSC9	3	640—730	680—720	620—730	0,09	0,09	0,13	La recoacerea a II-a a fost de 16 ore
OSC9	4	640—730	680—720	620—730	0,09	0,09	0,13	

Datele din tabela 5 arată că, practic, la aceeaşi temperatură o dată cu creşterea duratei creşte evident şi decarburarea. Valorile mari obţinute la probele 2 şi 4 pot fi atribuite supraîncălzirii locale a unor rezistenţe electrice. După înlăturarea cîtorva spire, decarburarea la proba a doua a fost de 0,15, iar la proba a patra, de 0,14 mm. Deci, deşi temperatura indicată de aparatajul termotehnic al cuptoarelor a fost sub AC 1, oxidarea carbonului a fost mare şi banda a devenit astfel necorespunzătoare.

Decarburarea mare (fig. 1, *a* — adîncimea decarburării 0,30 mm, × 100), apărută la temperaturi scăzute şi la toate mărcile de oţeluri poate fi datorită acţiunii în timp a unor cantităţi mici de oxigen sau vapori de apă. Deci, pe lîngă o etanşare bună, trebuie evitată pătrunderea umidităţii.

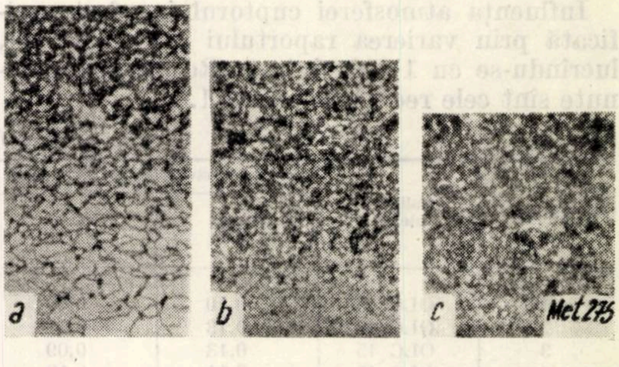


Fig. 1 *a*, *b*, *c*

Pentru micşorarea efectului decarburant al mediului din oalele de recoacere s-au încercat : împachetarea cu aşchii de fontă cenuşie şi împachetarea cu praf de mangal. La ambele variante, durata încălzirii a fost de 8 ore, răcirea a durat 32 de ore şi au fost prelevate probe de la ambele extremităţi ale colacilor de bandă. În cazul împachetării în aşchii de fontă, rezultatele obţinute au fost cele din tabela 6.

Oţelurile se decarburează deci chiar la împachetarea în aşchii de fontă, adîncimi mai mari ale stratului feritic sau ferito-perlitic constatîndu-se la spirele exterioare. Aşchiile nu ocupă

Tabela 6

Marca oţelului	Numărul probei	Temperatura de regim, °C			Adîncimea decarburării, mm				Observaţii
							bandă recoaptă		
		grupul de jos	grupul de mijloc	grupul de sus	bandă laminată la cald	bandă ecruisată înainte de recoacere	spiră interioară	spiră exterioară	
OSC9	1	700—730	700—730	680—730	0,11	0,09	0,09	0,12	Bandă laminată la cald
OSC9	2	700—730	700—730	680—730	0,13	0,11	0,10	0,18	Bandă laminată la cald
OSC9	3	700—730	700—730	680—730	0,15	0,12	0,12	0,20	—

integral spaţiul liber din interiorul oalei, astfel că interstiţiile existente constituie căi de acces pentru gazele decarburate.

La împachetarea în praf de mangal, rezultatele au fost incontestabil mai bune (tabela 7).

Tabela 7

Marca oţelului	Numărul probei	Temperatura de regim, °C			Conţinut, % C		Adîncimea decarburării, mm		
		grupul de sus	grupul de mijloc	grupul de jos	bandă ecruisată	bandă recoaptă	bandă laminată la cald înainte de recoacere	bandă ecruisată	bandă recoaptă
OSC9	1	680–720	690–730	680–730	0,85	0,88	0,10	0,07	0,06
OSC9	2	680–720	690–730	680–730	0,86	0,87	0,11	0,09	0,09
OSC9	3	680–720	690–730	680–730	0,87	0,90	0,14	0,09	0,08

Decarburarea s-a menţinut în cel mai defavorabil caz la aceeaşi valoare (proba a doua; fig. 1, *b* — adîncimea decarburării 0,12 mm, × 100), în general scăzînd faţă de banda ecruisată.

Rezultă astfel că la împachetarea în praf de mangal, practic, oţelurile nu se mai decarburează. Aşa cum se vede din tabela 7, o dată cu micşorarea adîncimii decarburării se produce şi o uşoară creştere a conţinutului mediu de carbon la banda recoaptă, datorită unei difuzii lente a carbonului din mangal. Temperatura fiind scăzută, difuzia carbonului este limitată, astfel că efectul ei este doar o uşoară îmbogăţire în carbon a stratului superficial, care devine astfel perlito-feritic (fig. 1, *c* — adîncimea decarburării 0,06 mm, × 100). Această structură este proprie oricărui tratament ulterior, fiind astfel înlăturate inconvenientele decarburării.

Concluzii. În actualele condiţii, decarburarea nu poate fi practic total evitată. Prin măsuri corespunzătoare poate fi însă micşorată astfel încît să se încadreze în limitele admise de normele de recepţie. Totodată, fenomenul nu apare numai la anumite mărci de oţel, ci la toate oţelurile, adîncimea decarburării depinzînd direct numai de mediu (din cuptor sau oale de recoacere) şi temperatură. O dată cu creşterea temperaturii, creşte probabil şi acţiunea decarburantă, atît a gazelor reducătoare cît şi a celor oxidante din cuptor (CO, H_2, CO_2, O_2 etc.)

Pentru prevenirea decarburării este necesar ca raportul gaz-aer în cuptorul cu propulsie de încălzire a ţaglelor să fie 1 : 9, astfel ca să existe în permanenţă un uşor exces de gaz metan. Temperatura de regim în cuptorul cu propulsie trebuie să fie strict cea corespunzătoare mărcii oţelului şi, pe cît posibil, la limita inferioară (1 000–1 050°C). La fel, durata menţinerii ţaglelor în cuptor trebuie să fie de maximum 3 ore, ceea ce se poate realiza prin încărcarea pe un singur rînd. Recoacerea benzilor cu carbon mai ridicat să se facă în oale modificate, împachetate în praf de mangal. Se vor lua însă măsuri ca acesta să fie uscat, deoarece chiar la împachetarea în praf de mangal, prezenţa umidităţii provoacă o decarburare avansată. La oţelurile cu carbon mai redus, sau atunci cînd nu e posibilă împachetarea în praf de mangal, se va asigura o bună etanşare a oalelor, evitîndu-se total prezenţa umidităţii.

CZ 669.141.241.3

Fabricarea oţelului semicalmat

Ing. EMILIAN GOGA

Ideea de a reuni într-un oţel proprietăţile pozitive atît ale oţelurilor necalmate, cît şi ale oţelurilor calmate, precum şi de a reduce defectele acestora a condus la elaborarea oţelurilor semicalmate. Prin acest procedeu se tinde să se obţină proprietăţile bune ale suprafeţelor oţelurilor necalmate şi segregaţiile reduse ale oţelurilor calmate.

Prin oţel semicalmat se înţelege un oţel dezoxidat pînă la un anumit grad, suficient pentru a nu avea loc fierberea oţelului în lingotiere în timpul turnării. Cantitatea de gaze care se află în masa oţelului trebuie să aibă un volum apropiat de volumul contracţiei oţelului la solidificare.

În comparaţie cu oţelul necalmat şi calmat, macrostructura lingourilor de oţel semicalmat se prezintă aşa cum se arată schematic în figura 1 : *a* — oţel necalmat ; *b* — oţel calmat ; *c* — oţel semicalmat).

După cum se vede, un lingou de oţel necalmat care a fiert bine în lingotieră are suflurile marginale plasate adînc sub crustă.

Suprafaţa lingoului este sănătoasă şi laminatele obţinute nu prezintă defecte de suprafaţă. Oţelul calmat turnat în lingotiere invers conice cu maselotă nu prezintă sufluri marginale, iar retasura este concentrată în maselotă. Lingourile de oţel semicalmat, turnate în lingotiere direct conice, nu prezintă sufluri marginale, ci numai porozităţi în capul lor. Aceste porozităţi fiind neoxidate se sudează bine în timpul laminării şi, ca urmare, coeficientul de scoatere la laminare este mai mare decît la celelalte două categorii de oţeluri, putînd depăşi chiar 90%.

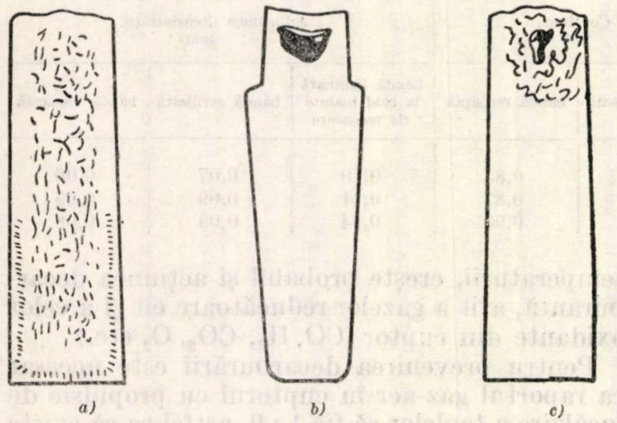


Fig. 1

Producerea oţelului semicalmat poate fi făcută după mai multe procedee :

a) oţelurile se toarnă necalmat, iar semicalmarea lor se face înainte de sfîrşitul turnării cu Al în pîlnie, sau la sfîrşitul turnării cu Al introdus în capul lingoului ;

b) oţelurile se calmează parţial la scurgerea lor din cuptor. În acest caz, calmarea trebuie în aşa fel condusă încît evacuarea gazelor să nu se facă la turnare, ci în timpul solidificării.

S-a experimentat fabricarea oţelului semicalmat după procedeul *a*, adăugîndu-se Al în pîlnia de alimentare a podului de turnare.

La primele experimentări s-au turnat două şarje de oţel semicalmat, utilizîndu-se pentru calmare aluminiu granulat de 0,1—1,5 mm, utilizat la uzinele Brandenburg din R.D.G. pentru acest procedeu.

Adăugarea aluminiului s-a făcut în pîlnia de alimentare atunci cînd nivelul oţelului în lingotiere a ajuns la 50—60 mm sub înălţimea optimă prescrisă a lingourilor. S-a procedat astfel : în jetul de oţel s-a împins, pe un jgheab metalic, o cantitate de 0,2—0,25 kg aluminiu la tona de oţel lichid. După această operaţie s-a continuat turnarea circa 30 s, pentru a avea siguranţa că întreaga cantitate de aluminiu granulat a pătruns în interiorul lingoului.

După circa 30 s de la sfîrşitul turnării s-a constatat că fierberea oţelului în lingotiere a încetat complet, iar pe suprafaţa lingourilor a apărut o peliculă fină de oxizi de aluminiu ; cu aceasta, operaţia de semicalmare a oţelului a luat sfîrşit.

Oţelul elaborat fiind un oţel carbon superior celui obişnuit a fost laminat în platine, destinate pentru tablă decapată de ambutisaj.

Turnarea a fost făcută în lingotiere direct conice, cu dimensiunile lingoului de 330 × 330 mm baza inferioară şi 285 × 285 mm baza superioară, lungimea lingourilor fiind de circa 1 300 mm, avînd greutatea de circa 800 kg/lingou.

S-au aşezat cîte 14 lingotiere pe un pod de turnare. Temperatura de turnare a oţelului a fost de 1 500—1 525°C.

Turnarea oţelului a fost făcută printr-un orificiu de turnare din magnezită, cu 38 mm diametru, cu o viteză de turnare de circa 2,5 t/min la începutul turnării şi 1,9 t/min la sfîrşitul turnării.

Aspectul lingourilor turnate a fost corespunzător, neexistînd cazuri de crescături pronunţate.

Laminarea oţelului în platine a fost făcută în condiţii foarte bune. Temperatura începutului de laminare a fost de 1 150—1 200°C ; coeficientul de scoatere la laminare al acestor două şarje a fost de 91%.

În a doua etapă, din lipsă de aluminiu granulat german, s-a experimentat pe un număr redus de şarje de oţel cu conţinut scăzut de C (0,07—0,15%) utilizarea aluminiului sub formă de strunjituri, cu o analiză granulometrică asemănătoare cu a celui granulat. Calitatea aluminiului utilizat a fost însă inferioară (s-a utilizat aluminiu secundar retopit marca A Ce 3, care conţine numai 87% Al), deoarece nu s-au putut produce strunjituri de aluminiu primar cu o granulaţie corespunzătoare acestui scop, cu minimum 99,9% Al, întrucît acesta este foarte maleabil.

Rezultatele obţinute la laminare cu oţelul produs în a doua etapă au fost puţin inferioare (deşi elaborarea, turnarea, semicalmarea şi laminarea s-au efectuat în aceleaşi condiţii), obţinîndu-se o scoatere de laminare de numai 86,5%.

În anul 1962 au fost făcute o serie de experienţe cu aluminiu topit.

Condiţiile de turnare au fost aceleaşi. Rezultatele obţinute în a treia etapă la oţelul semicalmat cu aluminiu sînt redate în tabela 1.

După cum se observă, s-a căutat să se producă mărci de oţel cu conţinut scăzut de carbon (0,08—0,14%) şi să se realizeze la elaborare un conţinut cît mai scăzut de fosfor şi sulf.

Cantitatea de aluminiu a fost de 220—250 g/t de oţel. Din cele 16 şarje (circa 900 t) oţel lingou bun de laminare s-au obţinut, datorită calităţii bune a oţelului semicalmat, indici la laminare cu mult superiori celor obţinuţi în mod curent — la aceleaşi mărci de oţeluri şi la aceleaşi condiţii de laminare în cazul oţelului carbon obişnuit necalmat. Astfel, la

Tabela 1

Numărul şarjei	Marca oţelului turnat	Compoziţia chimică a oţelului, %				Date obţinute la laminar		
		C	Mn	P	S	greutatea laminatelor, kg/m	consumul specific de metal, kg/t	scoaterea de laminate, %
1	DA	0,09	0,29	0,025	0,032	26,6	1 130	88,5
2	DA	0,10	0,31	0,025	0,035	29	1 150	87
3	DA	0,10	0,34	0,036	0,030	36,9	1 140	87,5
4	DA	0,10	0,42	0,024	0,038	18	1 132	88,5
5	DA	0,08	0,41	0,017	0,030	18	1 120	89,5
6	DA	0,11	0,41	0,039	0,029	18	1 105	90,5
7	DA	0,08	0,30	0,020	0,022	18,3	1 140	88
8	DA	0,10	0,36	0,021	0,036	23	1 120	89,5
9	OL 34 B	0,08	0,35	0,030	0,029	33,7	1 135	88,5
10	OL 34 B	0,12	0,43	0,040	0,029	26,6	1 080	93
11	OL 34 B	0,12	0,43	0,040	0,029	26,6	1 080	93
12	OL 34 B	0,12	0,43	0,029	0,037	14,6	1 110	90
13	OL 34 B	0,13	0,40	0,030	0,027	22	1 100	91
14	OL 34 B	0,09	0,44	0,047	0,038	14,6	1 120	89,5
15	OL 34 B	0,14	0,37	0,030	0,028	16,6	1 075	93,5
16	OL 34 B	0,12	0,35	0,030	0,028	14,6	1 060	94,5

cele 16 şarje s-a realizat un consum de metal (lingou) la laminare cu mult mai redus (1 124,6 kg/t de laminate bune faţă de 1 140,2 kg/t planificat pe anul 1962 şi de 1 130,26 kg/t realizat pe întreg anul 1962).

Coeficientul de scoatere* s-a îmbunătăţit simţitor, fiind în medie de 90% (la unele şarje peste 93%).

Caracteristicile mecanice ale oţelului sînt, în general, apropiate de cele ale oţelului necalmat.

Deşi metoda aplicată pentru semicalmare nu este cea mai potrivită, deoarece dispunerea a 14 lingouri pe un pod de turnare nu este indicată (se recomandă ca pe un pod de turnare să fie dispuse 2, 4 sau maximum 8 lingouri), s-au obţinut totuşi rezultate mulţumitoare, rezultînd la laminare 90% platine bune faţă de circa 86% cît se obţine la aceleaşi mărci de oţel necalmat.

Din cele expuse reiese că experimentările făcute în anul 1962 la oţelăria ,,Oţelul roşu'' pentru însuşirea tehnologiei de fabricaţie a oţelului semicalmat duc la următoarele concluzii: prin aplicarea semicalmării se îmbunătăţesc segregarea şi sudabilitatea oţelului, iar în cazul înlocuirii oţelului necalmat se îmbunătăţesc chiar caracteristicile mecanice; scoaterea de laminate bune creşte cu 1—3% în cazul înlocuirii oţelului necalmat şi cu 3—10% în cazul înlocuirii oţelului calmat; formarea retasurii nu poate fi evitată însă la lingourile de oţel semicalmat în pîlnie, în special atunci cînd printr-un canal de turnare se alimentează mai mult decît patru lingotiere; retasura este însă mai mică decît la oţelul calmat normal; condiţiile de dezoxidare trebuie să fie stabilite în fiecare oţelărie în funcţie de condiţiile concrete de elaborare a oţelului.

Datorită avantajelor economice arătate este necesar să se folosească oţelul semicalmat, în măsura în care condiţiile impuse oţelurilor carbon obişnuite, calmate şi necalmate, o permit. Cantitatea de 2 787 t oţel semicalmat, elaborat de oţelăria uzinei ,,Oţelul roşu'' în 1962, poate fi desigur sporită cu mult în următorii ani.

CZ 621.771.242–418 : 621.753,1

Unele îmbunătăţiri în calibrare la laminarea benzilor de oţel la cald şi la rece

Ing. PAVEL MUNTEANU şi ION CZELLI

Laminorul de profile de 300 laminează la cald din bilete de 140 × 40 mm secţiune, bandă care se utilizează ca materie primă pentru laminorul la rece.

După vechiul proces tehnologic de fabricaţie, dimensiunile benzii laminate la cald au fost de 120 × 3 mm, din care laminorul la rece a obţinut bandă de 120 × 0,3 mm.

Procesul tehnologic prevedea pentru obţinerea acestei benzi nouă treceri de laminare la laminorul de profile şi nouă treceri cu două recoaceri la laminorul la rece.

În urma unui studiu s-a ajuns la concluzia că se poate lucra cu reduceri mai mari şi, în consecinţă, cu un număr de treceri mai mic, adică cele nouă treceri de la laminorul de profile, după vechiul proces tehnologic, pot fi reduse la numai şapte treceri, obţinînd grosimea finală de 2 mm, în loc de 3 mm. La laminorul la rece s-a obţinut reducerea numărului de treceri de la nouă la şase, reducîndu-se totodată şi o recoacere.

Se redă în continuare metoda de calcul utilizată, care stă la baza noilor procese tehnologice.

Tema a fost deci: să se lamineze, din bilete cu secţiunea de 140 × 40 mm şi lungimea de 2 000 mm, bandă de 120 × 2 mm. Materialul

---

$$\text{* Coeficient de scoatere de laminare (\%)} = \frac{\text{material lipsit de defecte}}{\text{cantitatea de lingou intrată în producţie}} \times 100$$

în care materialul lipsit de defecte este cantitatea de laminate intrată în producţie minus cantitatea şutată din capul lingoului, minus laminatele cu defecte, constatate la recepţie.

laminat este oțel cu maximum 0,12% carbon și circa 0,40% mangan.

Laminarea la cald se execută la trei caje în felul următor:

1. La caja degrosisoare se efectuează o trecere de refulare și trecerile de degrosisare ale materialului. Caja are: cilindrii din oțel turnat cu dimensiunile: diametrul nominal D_d = I-540 mm, II-530 mm și III-520 mm; lungimea tăbliei $L = 2\,060$ mm; lungimea fusului $l = 300$ mm; rezistența admisibilă $\sigma_a = 1\,000$ kgf/cm² și turația $t = 90$ rot/min.

2. La caja mijlocie se efectuează o singură trecere. Ea are următoarele caracteristici: diametrul nominal al cilindrilor D_n = I-396 mm, II-400 mm; lungimea tăbliei $L = 1\,200$ mm; lungimea fusului $l = 200$ mm; rezistența admisibilă $\sigma_a = 1\,000$ kgf/cm² și turația $t = 160$ rot/min.

3. La caja finisoare se efectuează, de asemenea, numai o singură trecere. Cilindrii cajei sînt de fontă și au următoarele dimensiuni: diametrul nominal D_n = I-315 mm și II-320 mm; lungimea tăbliei $L = 600$ mm; lungimea fusului $l = 200$ mm; rezistența admisibilă $\sigma_a = 750$ kgf/cm²: turația $t = 400$ rot/min.

În urma experiențelor din trecut, cît și din experiențele efectuate recent, s-a admis coeficientul mediu de alungire $\lambda_m = 1{,}65$.

Plecînd de la aceste date, s-au studiat posibilitățile de îmbunătățire ale calibrării existente, aplicîndu-se următoarele formule:

— Numărul de treceri, n, s-a calculat cu relația:

$$n = \frac{\log H - \log h_n}{\log \lambda_m},$$

în care: H este înălțimea sau grosimea inițială a materialului; h_n — înălțimea sau grosimea materialului după n treceri; λ_m — coeficientul mediu de alungire admis $= 1{,}65$.

— Reducerea relativă medie, ε_m, s-a calculat cu relația:

$$\varepsilon_m = 100 - 100 \sqrt[n]{\frac{h_n}{H}}, \text{ în \%}.$$

— Adoptîndu-se la prima trecere la cald reducerea relativă maximă, în cazul de față 50%, rația r de micșorare a reducerilor relative s-a stabilit cu relația:

$$r = \frac{2\,(\varepsilon_{max} - \varepsilon_m)}{n - 1}, \text{ în \%}.$$

— Reducerile absolute ΔH și grosimea h pentru fiecare trecere în parte s-au determinat cu relațiile:

$$\Delta H = \frac{\varepsilon \cdot H}{100} \text{ și } h = H - \Delta H.$$

— Lățirea materialului s-a calculat cu formula dată de Ekelund:

$$\Delta B = 0{,}70\,\frac{\Delta H}{2H}\left(\sqrt{R_m \cdot \Delta H} - \frac{\Delta H}{2\mu}\right),$$

unde: $\mu = 0{,}55$, coeficientul de frecare admis.

— Raza medie R_m a tăbliei cilindrilor în dreptul calibrului de laminare a fost calculată cu relația:

$$R_m = \frac{D + D_n' + 2S - 2h}{4},$$

unde: D_n și D_n' sînt diametrele nominale ale celor doi cilindri de laminare; S — saltul cilindrilor; h — grosimea materialului laminat.

— Căderile de temperatură θ_r după fiecare trecere au fost determinate cu relația următoare, bazată pe legea lui Boltzmann:

$$\theta_r = 0{,}00653\left(\frac{T}{100}\right)^4 \frac{S}{G}\,t, \text{ în °C},$$

unde: T este temperatura materialului, °K; S — suprafața totală a materialului supus răcirii m²; t — timpul de răcire, s; G — greutatea barei, kg.

Temperatura inițială de laminare s-a admis de 1 100°C.

— Calculul forțelor de laminare P_e s-a făcut cu ajutorul metodei Ekelund, aplicînd formulele următoare:

$$P_e = p_s \cdot B_m \cdot l_a,$$

unde: B_m este lățimea medie a benzii; l_a — lungimea arcului de contact al cilindrului cu materialul; $p_s = m\,(\sigma_s + k)$;

$$m = 1 + \frac{1{,}6\,\mu\sqrt{R_m\,\Delta H} - 1{,}2\,\Delta H}{H + h}; \quad \Delta H = H - h;$$

μ = coeficientul de frecare $= 1{,}05 - 0{,}0005\,t$; $\sigma_s = (1{,}4 + \mathrm{C} + \mathrm{Mn})\,(14 - 0{,}01\,t)$, unde: C și Mn reprezintă conținutul de carbon și mangan în % al oțelului laminat; t temperatura materialului, °C;

$$k = \frac{2\eta \cdot v \cdot \sqrt{\dfrac{H}{R_m}}}{H + h},$$

unde: v este viteza periferică a cilindrilor, mm/s; η — tenacitatea materialului $= 0{,}01\,(14 - 0{,}01\,t)$ kgs/mm².

— Forța de laminare maximă aplicabilă a fost calculată cu relația:

$$P_a = \sigma_a \cdot 0{,}1\,D^3\,\frac{L}{X\,(L - X)},$$

unde: σ_a este rezistența admisibilă a materialului cilindrilor; D — diametrul cilindrului; L — lungimea între punctele de reazem; X — distanța de la punctul de aplicare a forței la punctul de reazem.

Tabela 1

Trecerea nr.	Reducerea relativă, %	Reducerea grosimii, mm	Lățirea, mm	Dimensiunile laminatului grosimea, mm	Dimensiunile laminatului lățimea, mm	Forța de laminare, t	Diametrele cilindrilor în dreptul calibrelor, mm	Forța de laminare maximă admisibilă, t	Observații	
—				40	140				Semilaminatul	
—				40	94				Trecerea de refulare	
1—*c*	50	20	9,4	20	103,4	76,0	516	212	Caja degrosisoare	Laminare la cald
2—*c*	45,5	9,1	6,4	10,9	109,8	73,8	516	212	Caja degrosisoare	
3—*c*	41,1	4,4	4,4	6,5	114,2	76,8	530	212	Caja degrosisoare	
4—*c*	36,6	2,4	2,9	4,1	117,1	86,5	522	212	Caja degrosisoare	
5—*c*	32,2	1,3	1,7	2,8	119,8	114,0	400	122,5	Caja mijlocie	
6—*c*	27,7	0,8	0,6	2,0	120,4	118,0	318	127,8	Caja finisoare	
1—*r*	26,0	0,52	—	1,48	120	63,0	260	—	După trecerea 4-*r* s-a executat o recoacere. La trecerile 5-*r* și 6-*r* s-a redus grosimea la jumătate, obținînd bandă de calitate tare	Laminare la rece
2—*r*	25,7	0,38	—	1,10	120	63,5	260	—		
3—*r*	25,7	0,28	—	0,82	120	66,4	260	—		
4—*r*	25,6	0,21	—	0,61	120	43,0	260	—		
5—*r*	29,5	0,18	—	0,43	120	35,0	150	—		
6—*r*	30,2	0,13	—	0,30	120	40,0	150	—		

— Forța de separare a cilindrilor în cazul laminării la rece a fost calculată cu relațiile și datele următoare :

$$P_e = p_s \cdot S$$

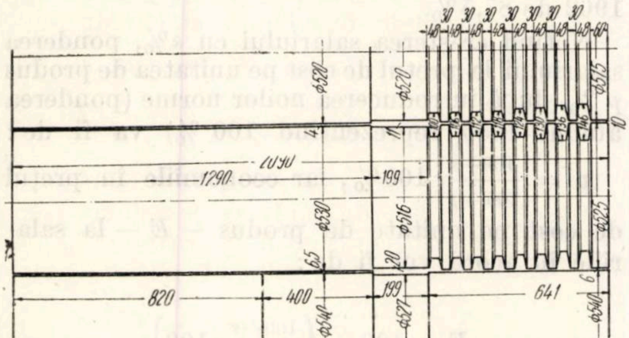


Fig. 1.

unde : S este suprafața de contact : $B\sqrt{R_m\,\Delta H}$, unde B — lățimea benzii ; p_s — presiunea specifică $= \frac{K}{m}\,(e_m - 1)$, unde : K este rezistența la deformare a materialului, luată din diagrama reprezentată în figura 1 ; $m = \frac{2\mu\sqrt{R_m\,\Delta H}}{H+h}$, unde : μ este coeficientul de frecare $= 0{,}15$ pentru petrol lampant.

Rezultatele calculelor pentru intensificarea procesului de laminare, executate cu relațiile arătate mai sus, s-au grupat în tabela 1.

Ca urmare a reducerii numărului de treceri la cald de la nouă la șapte, a trecerilor la rece de la două la șase, și a recoacerilor de la două la una singură, s-a ajuns la o reducere importantă a prețului de cost al benzilor laminate de oțel și la însemnate economii datorită scurtării ciclului de fabricație, măririi productivității, economiei de combustibil și energie.

CZ 669.1 : 338.062.41

Realizări obținute la laminoarele uzinei „Oțelul roșu" privind creșterea productivității muncii și reducerea prețului de cost, ca urmare a introducerii normelor de muncă cu motivare tehnică

SERAFIM MARGAN

Elaborarea normelor de muncă cu motivare tehnică, sub cele patru forme : norme de timp, norme de producție, norme de deservire și norme de personal, prezintă o mare importanță în special în sectorul laminoare, unde este o producție de masă cu un consum de muncă diferit și cu variații frecvente la multe elemente ale procesului de producție.

La elaborarea primelor documentații tehnice necesare stabilirii normelor de muncă cu motivare tehnică, precum și la îmbunătățirile aduse acestora în sectorul laminoarelor, s-a căutat să se stabilească norme de timp cît se poate de precise, deoarece în cazul periodicității ridicate a operațiilor, chiar și erorile mici duc la greșeli mari, care denaturează indicii de folosire a utilajului și ai productivității muncii. Astfel, reducerea numai cu un minut a ritmului de laminare a platinelor duce — în decurs de un an — la o economie de 110 ore de funcționare a laminorului.

În această direcție, normele de muncă cu motivare tehnică bazate pe experiența înaintată și pe ultimele cuceriri ale tehnicii, au constituit cea mai importantă etapă a perfecționării organizării producției și a muncii în uzina „Oțelul roșu" și totodată, un factor important la scăderea prețului de cost al producției.

Luînd ca bază de comparație anul 1956 în care s-au aplicat normele de muncă experimental-statistice, în anii 1958 și 1962 normele de timp și reducerea procentuală a acestora la laminatele produse de uzină au fost cele arătate în tabela 1.

Tabela 1

Produsul	Norma de timp			Reducerea procentuală a normei de timp în 1958 și 1962 față de 1956	
	1956	1958	1962	1958	1962
Platine	100	40,7	32,2	59,3	67,8
Profile ușoare	100	72,7	62,8	27,3	37,2
Table subțiri	100	65,0	63,6	35,0	36,4
Benzi laminate la rece	100	49,8	46,9	50,2	53,1

Prin reducerea normelor de timp s-a adus o reducere absolută a ponderii salariului în prețul de cost pe unitate de produs.

În mod teoretic, la o reducere a normelor de timp cu × % se obține o creștere a productivității muncii cu $Y\%$

$$Y = \frac{X \cdot 100}{100\ X}.$$

Ținînd seama de reducerile de norme efectuate, productivitatea muncii Y a crescut în anii 1958 și 1962 față de 1956 în felul următor: la platine în 1958 cu 145,7% și în 1962 cu 210,6%; la profile ușoare, în 1958 cu 37,6%, iar în 1962, 59,2%; table subțiri în 1958, 53,8%, iar în 1962 cu 57,2%; la benzi laminate la rece în 1958 cu 100,8%, iar în 1962 cu 113,2%.

În această situație salariul muncitorilor nu s-a redus, ci dimpotrivă a crescut, deoarece reducerea normelor de timp bazate pe modificările progresive în executarea lucrărilor de laminare a stimulat creșterea productivității muncii îmbunătățindu-se salariile tarifare ale muncitorilor în anii 1957, 1959 și în ultimul trimestru al anului 1962.

Creșterea procentuală a salariului la lucrările executate în acord în anii 1958 și 1962, față de anul de bază 1956, pe fiecare produs de laminat în parte, a fost : la platine, în 1958 de 57% și 1962 de 78,5%; la profile ușoare în 1958 de 55,1% și în 1962 de 75,6%; table subțiri, în 1958 de 52,2% și în 1962 de 75,3%; la becuri laminate la rece, în 1958 de 63,1% și în 1962 de 87,5%.

Notînd creșterea salariului cu $s\%$, ponderea salariului la prețul de cost pe unitatea de produs p %, după introducerea noilor norme (ponderea anului 1956 reprezentînd 100 %) va fi de :

$p = \frac{100+s}{100+y} \cdot 100\%$, iar economiile în prețul de cost pe unitate de produs — E — la salariile în acord vor fi de :

$$E = 100 - \left(\frac{100+s}{100+y} \cdot 100\right).$$

În funcție de aceste elemente economiile la salariile în acord au fost : la platine în 1958 de 36,1% și în 1962 de 42,5%; profile ușoare, în 1958 de 12,7% și în 1962 de 10,3%; tablă subțire, în 1958 de 1% și în 1962 de 11,5%; benzi laminate la rece, în 1958 de 18,8% și în 1962 de 12,1%.

Deși la produsul profile ușoare și tablă subțire (numai în anul 1962) nu s-au înregistrat economii la salariile în acord, totuși, datorită faptului că parte din profilele ușoare (bandă laminată la cald) trec în alt proces de fabricație (laminarea la rece), efectul negativ al procesului de laminare la cald este acoperit de efectul pozitiv al laminării benzii la rece, iar al laminării tablei de acela al laminării platinei, platina fiind materia primă pentru laminarea tablei.

Modificările aduse la normele de timp influenţează mărimea şi ponderea cheltuielilor constante în preţul de cost al produselor. Prin creşterea volumului producţiei, ca urmare a creşterii productivităţii muncii, se reduce inevitabil ponderea cheltuielilor constante în preţul de cost pe unitate de produs şi implicit se reduce şi preţul de cost al fiecărui laminat în parte.

În cursul anului 1963, actualele norme de muncă cu motivare tehnică vor trebui înlocuite cu norme noi, la nivelul tehnicii, tehnologiei şi al formelor organizatorice atinse în această perioadă.

CZ 621.771.24.001.24

Formule şi metode practice de calcul folosite în tehnologia fabricării tablelor subţiri

Ing. GH. DUMITRACHE

Conducerea şi organizarea operativă a oricărui proces de producţie implică adeseori evaluarea rapidă şi suficient de precisă a anumitor mărimi legate în special de formele pe care le ia materia primă în decursul transformării ei în produs finit.

Faţă de laminoarele de profile cu cilindri calibraţi — la care formatul materiei prime se prezintă în cel mult 2—3 variante — tehnologia aplicată tablelor subţiri se caracterizează prin aceea că dimensiunile produsului finit sînt condiţionate de anumite dimensiuni pe care trebuie să le aibă semilaminatele iniţiale — platinele — şi, ca atare, numărul sortimentelor de platine care intră în procesul de fabricaţie este foarte mare. Ca urmare a acestei largi diversităţi dimensionale sub care se introduce oţelul în fabricaţie, maiştrii şi tehnicienii care conduc procesul tehnologic trebuie să calculeze operativ anumite date tehnice care, la laminoarele de profile fie că nu prezintă importanţă, fie că sînt cuprinse în calculele iniţiale ale calibrajelor. Pentru a uşura efectuarea acestor calcule este bine să se aplice anumiţi indici, coeficienţi şi formule simplificate a căror utilitate a fost dovedită la uzina „Oţelul roşu", sau prezentate şi recomandate ca atare în literatura de specialitate.

În cele ce urmează se dau cîteva metode simple de calcul care, aplicate în condiţiile de lucru ale uzinei Oţelul roşu, au dat bune rezultate, dintre care unele pot fi extinse la unităţile similare de producţie, iar altele — bazate pe date statistice sau experimentale — pot servi ca orientare, fiind susceptibile în continuare de îmbunătăţire.

Calculul greutăţii platinelor. De alegerea corectă a greutăţii platinelor depind două dintre dimensiunile tablei: lungimea şi grosimea. Oricare ar fi metoda de calcul, se porneşte întotdeauna de la următoarea formă a ecuaţiei volumului constant : $V_p = V_t + p$, în care : V_p este volumul platinei ; V_t — volumul tablei, şi p — volumul pierderilor tehnologice.

Valoarea p intră în calcul, de obicei, sub forma unui coeficient, a cărui mărime depinde de : alegerea materiei prime, sistemul de laminare, cilindrii şi operaţiile de ajustare (inclusiv decaparea şi acoperirile de suprafaţă). Pierderile p sînt direct proporţionale cu mărimea adaosurilor de ajustare şi cu intensitatea oxidării la încălzire. (Pierderile calo, de care ar trebui să se ţină seamă în calculul greutăţii platinelor, sînt reprezentate fizic de desprinderile de oxid în timpul laminării, ţunderul din canalul de sub caje. Practic însă, aceste pierderi nu sînt luate în calcul, deoarece valoarea lor nu depăşeşte $0{,}2^{0}/_{0}$).

În general, metodele mai vechi prevăd ca, la calcularea greutăţii platinelor, să se folosească coeficienţi diferiţi de pierderi, în funcţie de grosimea tablelor. Astfel, în cazul tablelor laminate nedublat, se recomandă coeficienţi cu atît mai mari cu cît tablele sînt mai groase. De asemenea, pentru tablele o dată sau de două ori dublate, se prevăd coeficienţi mai mari decît pentru cele nedublate. Urmăririle statistice şi experimentările practice au demonstrat însă că pierderile tehnologice (fără retăierile accidentale) trebuie luate în calcul cu valori mai mari numai în cazul tablelor de două ori dublate.

La tablele nedublate, pierderile p nu variază cu grosimea, întrucît, o dată cu creşterea acesteia, scad căzăturile de tăiere, tablele brute mai groase fiind cu 5—10 mm mai înguste, iar aşa zisele „coarne" sau „urechi" ale capătului anterior sînt şi ele mai mici cu 20—60 mm.

În cazul tablelor o dată dublate, pierderile care au loc prin tăierea suplimentară a „coarnelor" la dublor se compensează prin lungimea de laminare a pachetului brut.

De aceea se consideră corect ca pentru tablele metrice (format 1 × 2 m) de 0,5 —4 mm, a căror lățime în stare brută corespunde cu lungimea bucății de platină, laminate în sistemele 1 × 1; 2 × 2; 2 × 3 și 2 × 4 (dublat), nedecapate, să se folosească în calcule un singur coeficient $p = 1{,}131$.

Analitic, acest coeficient este format prin însumarea următoarelor pierderi: 11% tăierea capetelor și 2% tăierea marginilor, iar matematic, coeficientul este reprezentat prin raportul dintre aria tablei brute și a tablei ajustate (finite):

$$p = \frac{A_b}{A_f} = \frac{1\,020 \times 2\,220}{1\,000 \times 2\,000} = 1{,}131.$$

Sub acest aspect, formula globală pentru calculul greutății platinelor necesare acestor table este:

$$G_p = 1{,}131\, G_t, \qquad (1)$$

în care greutatea tablei se calculează cu $\gamma = 8$ kgf/dm^3.

Această rotunjire în plus compensează, de fapt, eroarea care intervine în calculul volumului prin folosirea valorii nominale a grosimii, întrucît se știe că, față de margini, tablele sînt ceva mai groase către mijloc. În cazul cînd, totuși, se folosește pentru γ valoarea 7,86, trebuie neapărat reîntregit corespunzător coeficientul p. În formulele în care $\gamma = 7{,}86$, valoarea lui p crește către 1,14. Se recomandă însă să se lucreze cu rotunjirea lui γ.

Întrucît platinele sînt nominalizate prin greutatea lor pe metru, partea din dreapta a egalității (1) se raportează la lungimea bucății de platine egală cu lățimea tablei în stare brută:

$$G_p = \frac{1{,}131 G_t}{B}, \text{ kgf/m}, \qquad (2)$$

în care: G_p este greutatea platinei, kgf/m; G_t — greutatea tablei, kg/buc; B — lățimea tablei brute, m.

Formula (2) este valabilă pentru toate tablele metrice nedecapate, care nu se laminează dublat. Dacă acestei formule îi mai sînt asociați prin simple înmulțiri anumiți coeficienți, ea poate servi și pentru calculul platinelor necesare altor sortimente de table, astfel:

— pentru platine pentru table odată dublate (2 × 4), la care din aceeași bucată de platină se obțin două foi de tablă, se utilizează formula:

$$G_p = \frac{2{,}262\, G_t}{B}, \text{ kgf/m}; \qquad (3)$$

— pentru platine pentru table decapate, la care în cursul anului 1957 (și, pentru verificare, în 1961) s-au determinat experimental pierderile prin decapare. Ele sînt, în general, foarte apropiate de recomandările literaturii și de experiența înregistrată de alte laminoare:

	pierderi în greutate, %	coeficient
decaparea platinelor	1	1,01
decaparea ștuțurilor	1,3	1,013
decaparea tablelor brute	2	1,02

Introducînd coeficienții pierderilor prin decapare în formulele (2) și (3), se găsește: pentru tablă simplu decapată: $G_p = \frac{1{,}153\, G_t}{B}$, kgf/m (4), pentru table nedublate, sau $G_p = \frac{2{,}306\, G_t}{B}$, kgf/m (5), pentru table dublate; iar pentru tablă dublu decapată (platină și tablă brută $G_p = \frac{1{,}165\, G_t}{B}$, kgf/m (6), respectiv $G_p = \frac{2{,}330\, G_t}{B}$, kgf/m (7).

Pentru table simplu decapate și zincate, la a căror greutate se adaugă la ultima operație greutatea stratului de zinc, din greutatea tablei de oțel G_t se scade greutatea zincului:

$$G_p = \frac{1{,}153\, (G_t - 0{,}6)}{B}, \text{ kgf/m}, \ (8);$$

$$G_p = \frac{2{,}306\, (G_t - 0{,}6)}{B}, \text{ kgf/m}. \qquad (9)$$

Dacă formulele (2–9) se aplică în cazul unor table mai lungi sau mai scurte decît 2 000 mm, coeficientul de bază 1,131 trebuie schimbat, întrucît valoarea pierderilor prin tăierea capetelor se modifică. În acest caz, la stabilirea lui p se poate ține seamă de recomandările lui E. Günther [1] (tabela 1).

Tabela 1

Lungimea tablei, mm	Pierderile prin capete	
	%	coeficient
3 000	circa 8	1,08
1 500	circa 12	1,12
1 400	circa 13	1,13
1 300	circa 14	1,14
1 200	circa 15	1,15

Aceste cifre se referă la lungimi simple de laminare și nu la cele obținute prin tăierea la ajustare a tablelor de lungime multiplă.

La coeficienții pierderilor prin capete (tabela 1) se asociază cel al pierderilor prin ajustarea marginilor, de 1,02 — obținîndu-se astfel mărimile lui p, adecvate formatelor nemetrice de table.

Oricare ar fi lungimea tablelor, în cazul cînd ele se dublează de două ori, la coeficienții de bază ($p = 1{,}131$ sau valorile din tabela 1) se asociază și pierderile de la a doua dublare, care sînt de circa 3,5% (coeficientul 1,035).

În cazul laminării tablelor cu lățimea de 1 m există și o altă cale mai simplă de calculare a platinelor; se însumează separat coeficienții de pierderi exprimați în procente (exclusiv coeficientul pierderilor prin tăierea marginilor), și greutatea tablei se întregește apoi cu valoarea indicată de procentul total al pierderilor, obținîndu-se astfel direct greutatea platinei în kgf/m.

Exemplu: tablă 1 000 × 2 000 × 1 mm, decapată:

p_1 = pierderi prin capete = 11 %
p_2 = pierderi prin decapare = 2 %

p_{total} . . . . = 13 %

greutatea tablei = 16 kgf

$$p_{\text{total}} = \frac{16 \times 13}{100} = 2 \text{ kgf}$$

greutatea platinei = 18 kgf/m

Determinarea lungimii de laminare a tablei brute. În tehnologia laminării tablelor subțiri la laminoarele periodice, lungimea tablei brute constituie elementul prin a cărui măsurare se constată terminarea operației de laminare. Încadrarea grosimii în abaterile admisibile este direct legată de alegerea judicioasă a lungimii de laminare a tablei brute. Această alegere se face, de obicei, mărind lungimea tablei finite cu un adaos de 8–14%. Atunci însă cînd dintr-o platină de dimensiuni date se cere laminarea unei table de grosime anumită este corect ca stabilirea lungimii de laminare să se facă în felul următor.

Se cunosc dimensiunile platinei și grosimea tablei ce trebuie laminată:

$$\text{lungimea tablei} = \frac{\textit{grosimea platinei}}{\textit{grosimea tablei}} \times$$

$$\times \text{ lățimea platinei};$$

$$L_t = \frac{H_p}{h_t} = B_p \text{ mm}. \qquad (10)$$

Se cunosc lungimea L_0 și grosimea h_0 a tablei ce a rezultat dintr-o anumită platină și se cere să se stabilească lungimea de laminare pentru o altă grosime h_1. În acest caz, pentru obținerea grosimii h_1, platina respectivă va trebui să fie laminată la lungimea:

$$L_1 = \frac{L_0 \cdot h_0}{h_1}, \text{ mm}. \qquad (11)$$

Determinarea grosimii platinelor printr-o singură operație, cunoscîndu-se greutatea lor exprimată în kgf/m. În calculul platinelor este absolut necesar ca greutatea lor pe metru liniar să fie cunoscută, dar în pregătirea operației de laminare, la stabilirea planului de treceri și a lungimii de laminare, este necesar să se cunoască și grosimea nominală a platinelor. Deoarece lungimea bucății de platină și greutatea specifică pot fi considerate constante, este util ca, în funcție de lățimea platinei, să se stabilească anumiți indici, cu ajutorul cărora să se determine grosimea printr-o singură operație, direct din greutatea/m. Acești indici sînt:

lățimea platinei, mm	indicele
230	$\frac{1}{1{,}79} = 0{,}559$
240	$\frac{1}{1{,}87} = 0{,}535$

Prin aplicarea indicelui la greutatea exprimată în kgf/m se determină grosimea în mm.

Determinarea grosimii platinei, necesară pentru obținerea unei table de anumită lungime și grosime, este la fel de importantă pentru stabilirea programelor de laminare și aprovizionare cu platine, ca și determinarea greutății pe metru liniar. Formula cea mai simplă este:

$$H_p = \frac{L_t \cdot h_t \cdot n}{B_p} + p_{cap.}, \text{ mm},$$

în care: H_p este grosimea platinei, mm; L_t — lungimea tablei, mm; h_t — grosimea tablei, mm; n — numărul de table care se pot obține dintr-o platină; B_p — lățimea platinei, și $p_{cap.}$ — procentul de pierderi prin tăierea capetelor (fără pierderile prin tăierea marginilor).

Exemplu: tablă 1 000 × 2 000 × 2 mm, neagră din platină de 230 mm lățime:

$$\frac{2\,000 \times 2 \times 1}{230} + 11\% = 19{,}26 \text{ mm}.$$

Calculul grosimii medii a producției de table. Producția laminoarelor de tablă periodice se caracterizează printr-o mare varietate de sortimente care nu sînt stabile cantitativ în timp, schimbări importante putînd interveni din trimestru în trimestru și chiar de la o lună la cealaltă.

Cunoașterea grosimii medii a tablelor produse într-o anumită perioadă este neapărat necesară atunci cînd se pune problema echivalării producției și a stabilirii efortului propriu la creșterea productivității muncii și a utilizării extensive și intensive a liniei de laminare. Grosimea medie este însă destul de greu de calculat, datorită mai ales formatelor foarte variate care au aceeași grosime. Aplicarea mediilor ponderate este în acest caz incorectă.

Calculul grosimii medii h_m se efectuează cu destulă ușurință, dacă se ține seamă că:

$$h_m = \frac{G_t}{\sum\limits_{i=1}^{i=n} A \cdot \gamma}, \qquad (13)$$

în care: h_m este grosimea medie, m; G_t — greutatea totală a tablelor produse, t; A — suprafața totală a tablelor în greutate de G_t, m²; $A = A_1 + A_2 + \cdots + A_n$; $A_1 = \frac{G_1}{h_1 \cdot \gamma}$; $A_2 = \frac{G_2}{h_2 \cdot \gamma}$; $A_n = \frac{G_n}{h_n \cdot \gamma}$; $h_1 \cdots h_n$ este grosimea tablei din fiecare lot care intră în componența lui G_t, m; $G_1 \cdots G_n$ — greutatea loturilor de tablă de grosime $h_1 \cdots h_n$, t; $A_1 \cdots A_n$ — suprafața tablelor de grosime $h_1 \cdots h_n$, m²; γ — greutatea specifică a oțelului t/m³.

Ecuația (13) se mai poate scrie:

$$h_m = \frac{G_t}{\left(\frac{G_1}{h_1 \cdot \gamma} + \frac{G_2}{h_2 \cdot \gamma} + \frac{G_n}{h_n \cdot \gamma}\right)\gamma}.$$

Simplificînd pe γ, rezultă formula următoare pentru calcularea grosimii medii, în m, indiferent de formatul tablelor:

$$h_m = \frac{G_t}{\sum_{i=1}^{i=n} \frac{G}{h}}. \qquad (14)$$

Exemplu: dacă într-o anumită perioadă s-ar fi laminat patru loturi de table cu grosimea diferită, pentru calculul grosimii medii se va proceda după cum se arată în tabela 2.

Tabela 2

	Grosimea tablei h, mm	**Cantitatea laminată G, kgf**	$\frac{G}{n}$
Lotul 1	0,5	12 000	24 000
Lotul 2	1,0	20 000	20 000
Lotul 3	2,0	50 000	25 000
Lotul 4	4	38 000	9 500
		$G_t = 120\,000$	$\sum_1^4 \frac{G}{h} = 78\,500$

$$h_m = \frac{120\,000}{78\,500} = 1{,}53 \text{ mm}$$

Calculul suprafeței totale a tablelor. În subsecțiile de decapare și de acoperire pentru protecția contra coroziunii tablelor, urmărirea consumurilor de acid, zinc, cositor, plumb etc. se face corect numai raportînd cantitățile consumate la metrul pătrat de tablă tratată. Sistemul de normare, urmărire sau aprovizionare prin indicii exprimați în kgf/tf nu este corect, deoarece același consum, care într-o anumită perioadă s-a dovedit suficient pentru 1 000 kgf table, în următoarea perioadă nu mai este suficient, de exemplu, nici pentru 500 kg, întrucît de această dată se decapează sau se zincuiesc table cu mult mai subțiri și, deci, cu suprafață mult mai mare la aceeași greutate.

Calcularea suprafeței total tratate într-o anumită perioadă de timp reclamă numărarea și înregistrarea statistică a foilor de tablă pentru fiecare format în parte. Aceasta se poate evita dacă se iau în calcul alte elemente statistice ale producției. În acest scop se recomandă folosirea valorii h_m, calculată după metoda redată, mai ales că, atunci cînd se întocmesc notele de predare, greutatea tablelor se înregistrează pe loturi de aceeași grosime.

Dacă în relația generală: $A = \frac{G}{h \cdot \gamma}$, se ține seamă că, la decapare sau acoperire, participă ambele suprafețe ale tablei și înlocuindu-l pe γ cu 8 și pe h cu h_m, se obține:

$$A_{total} = \frac{G_t}{4 h_m},$$

în care: G_t este greutatea totală a tablelor tratate kgf; h_m — grosimea medie, mm; A_{total} — suprafața totală a tablelor, m².

Procesul de producție a tablelor subțiri în laminoarele periodice necesită desigur, o gamă bogată și variată de asemenea calcule. În lucrarea de față s-au prezentat cîteva dintre ele cu scopul de a trezi interesul pentru problemele de calcul operativ al unor date tehnice necesare producției și de a pune la îndemîna celor interesați cîteva metode verificate practic.

Günther E. Herstellung warmgewalzter Feinbleche. Berlin, V.E.B. Verlag Technik, 1958.

CZ 621.771.2-69

Încălzirea cu gaz metan a cilindrilor laminorului de tablă

ION CZELLI

O problemă dificilă în cursul procesului tehnologic de fabricație a tablei laminate la cald o constituie încălzirea cilindrilor după ce grosimea produsului intermediar a scăzut sub 3–4 mm.

S-a sugerat ca cilindrii rectificați să fie preîncălziți, astfel ca, imediat după montarea lor, să se poată lamina în condiții normale, pentru ca timpul posibil de exploatare a cajei de laminare să fie folosit la maximum.

Avînd în vedere marile avantaje care ar decurge dintr-o asemenea exploatare, s-au făcut și se mai fac încercări în această direcție, fără să se fi ajuns încă la un rezultat definitiv, deoarece trebuie ținut continuu cald un stoc necesar de cilindri finisori, pentru ca, în caz de rupere a unui cilindru, să existe imediat alții pentru schimbare. De asemenea, pentru menținerea temperaturii ridicate a acestui stoc de cilindri trebuie să existe la îndemînă și un agregat de încălzire cu o atmosferă complet neutră pentru a nu produce oxidări dăunătoare pe cilindri. Spre a se evita investiții suplimentare la construcția agregatului de încălzire, cheltuieli ridicate de deservire și întreținere a agregatului, mînuirea dificilă a unor piese grele și voluminoase la o temperatură ridicată, precum și pericolul de șoc termic în timpul montării cilindrilor, s-au făcut încercări de încălzire a lor după o altă metodă. Aceasta nu oferă o exploatare ridicată a timpului de producție a cajei de laminare, însă este mai ieftină, mai simplă și mai sigură. Este vorba de preîncălzirea cilindrilor după ce sînt montați în caja, în două variante:

1) încălzirea pe cale electrică;

2) încălzirea prin arzătoare cu gaz.

Încălzirea pe cale electrică (prin montarea unui solenoid peste cilindri) durează prea mult timp (pînă la 12 ore) și cere după preîncălzire o pauză pentru demontarea solenoidului, care se face în condiții grele de lucru.

Mai eficientă s-a dovedit a fi preîncălzirea cilindrilor montați în caja cu gaz metan, deși a trebuit să se facă față și aici unor dificultăți tehnice ca:

— greutatea preîncălzirii cilindrului superior, datorită faptului că nu s-a găsit un loc potrivit pentru a plasa arzătoarele;

— montarea pieselor expuse la temperaturi ridicate, greu de manevrat în cursul schimbării cilindrilor;

— reglarea dificilă a arzătoarelor cînd se face preîncălzirea cilindrilor pentru a fi cît mai uniformă.

Problema preîncălzirii a fost rezolvată la fiecare întreprindere în alt fel, fără însă a se ajunge la soluții satisfăcătoare. Totuși poate fi amintită în amănunt rezolvarea problemei de la laminorul de tablă din uzina „Oțelul roșu", unde au fost eliminate o serie de neajunsuri. Avantajul principal al acestei forme de încălzire a cilindrilor constă în simplitatea ei.

După cum se știe fiecare caja de laminare a tablei are în fața cilindrilor o masă de ghidare *1*, care susține tabla ce trebuie introdusă între cilindri în scopul laminării. Această masă este așezată pe două bare-suport *2* și este compusă din două plăci avînd fiecare 350×800 mm. Pe aceste plăci sînt așezate cîte trei nervuri avînd secțiunea de 40×40 mm și lungimea de 950 mm (pe ambele mese sînt astfel în total șase nervuri). În vederea încălzirii cilindrilor, aceste mese, care în mod obișnuit sînt făcute din oțel turnat, au fost confecționate prin sudură, pentru ca fiecare dintre cele șase nervuri să reprezinte cîte un arzător de gaz; în acest fel, masa de ghidare servește și ca dispozitiv de ghidare și ca arzător la preîncălzirea cilindrilor.

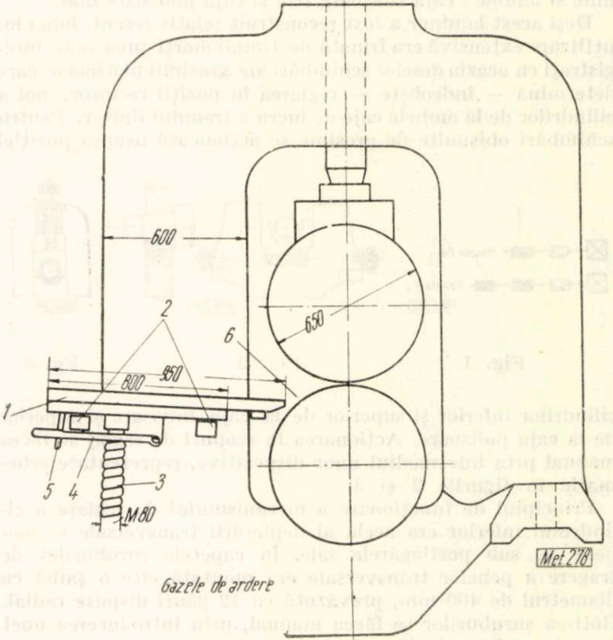


Fig. 1

Alimentarea cu gaz se face printr-un tub flexibil de oțel *3*. Racordarea acestor tuburi nu se face prin înșurubare, ci prin intermediul unei pîrghii, care se leagă de o bară dințată. Se poate observa că sistemul este simplu, fără să prezinte dificultăți la montare și demontare. Flacăra *6*, după cum se vede din schiță, lovește în același fel ambii cilindri, asigurînd o încălzire uniformă a lor. Acest sistem este folosit și la protejarea cilindrilor contra șocurilor termice, în cazul unei defectări la sistemul de reglare, precum și în cazul necesității corectării temperaturii cilindrilor, cînd aceștia din anumite motive nu au temperatura necesară, producînd astfel tablă cu grosimea neuniformă.

Pe baza rezultatelor de exploatare obținute pînă în prezent se conturează posibilitatea asigurării constanței temperaturii cilindrilor, alternîndu-se încălzirea cu gaz metan cu răcirea cu aer cald.

CZ 621.771.228-53

Mecanisme pentru reglarea cilindrilor la cajele unui laminor de platine

Ing. GHEORGHE DUMITRACHE şi Ing. MIHAI CHELMU

Accentuata varietate dimensională a sortimentelor de platine produse de acest laminor, exprimată prin raportul grosimilor limită maximă şi minimă, şi anume — 1 : 6 —, oglindeşte în bună măsură necesităţile largi de reglaj al cilindrilor pe care se laminează aceste semilaminate.

Cajele acestui laminor sînt amplasate în două trepte (fig. 1). Treapta I sau trenul degrosisor cuprinde ca utilaj tehnologic o singură cajă degrosisoare trio, cu cilindri calibraţi. Treapta a II-a cuprinde două caje de lucru amplasate tot în linie şi anume : caja finisoare trio şi caja polizoare duo.

Deşi acest laminor a fost reconstruit relativ recent, buna lui utilizare extensivă era frînată de timpii morţi prea mari înregistraţi cu ocazia deselor schimbări ale grosimii platinelor care determină — îndeobşte — reglarea în poziţii reciproce noi a cilindrilor de la ambele caje de lucru a trenului finisor. Pentru schimbări obişnuite de grosime se acţionează asupra poziţiei cilindrilor inferior şi superior de la caja finisoare şi superior de la caja polizoare. Acţionarea în scopuri de reglaj se făcea manual prin intermediul unor dispozitive, reprezentate schematic în figurile 2 şi 3.

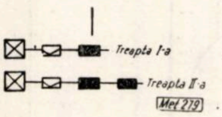


Fig. 1

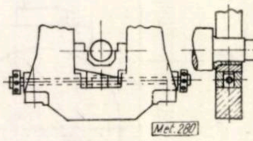
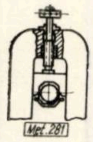


Fig. 2



Fg. 3

Principiul de funcţionare a mecanismului de reglare a cilindrului inferior era acela al deplasării transversale a unor pene pe sub portlagărele sale. În capetele şuruburilor de tragere a penelor transversale era montată cîte o şaibă cu diametrul de 400 mm, prevăzută cu 12 găuri dispuse radial. Rotirea şuruburilor se făcea manual, prin introducerea unei bare de oţel în găurile şaibei şi împingerea acesteia de către 2—3 muncitori aflaţi pe platforma din jurul cajei de laminare. Deplasarea penelor pe sub cele două portlagăre inferioare se făcea, în plan orizontal, pe o distanţă de maximum 300 mm. În funcţie de unghiul de înclinare al penei, egal cu cel al portlagărului, deplasarea pe verticală a cilindrului poate astfel atinge valori de pînă la 60 mm. Pentru ridicarea cilindrului cu 1 mm se roteau simultan fiecare dintre şaibele celor două portlagăre cu cîte 360°. Operaţia dura circa şapte minute pentru fiecare milimetru ridicat şi numai cu 1—2 min mai puţin la coborîre. Operaţiile de reglaj intervin uneori chiar de mai multe ori în cursul unui schimb, iar trecerile de la o grosime la alta a platinei reprezintă valori de reglaj de 1—35 mm. Sub acest aspect durata mare de reglaj a cilindrului inferior de la caja finisoare constituia o piedică în folosirea raţională a timpului de utilizare a laminorului. În plus dispozitivele manuale se defectau des, datorită condiţiilor grele în care lucrau (arsură şi apă).

Reglarea cilindrilor superiori de la caja finisoare şi polizoare se făcea de asemenea manual, prin intermediul şuruburilor de presiune (fig. 3), care aveau montate fiecare la capătul de sus cîte un tambur prevăzut cu orificii pentru fixarea pîrghiei de reglaj. Rotirea şuruburilor se realiza prin împingerea pîrghiei de către 2—3 muncitori. Timpul de reglaj reprezenta cîte 2—3 min pentru o rotaţie completă a şuruburilor de presiune, ceea ce echivala pe verticală cu distanţa de 35 mm, respectiv cu mărimea pasului de filet.

Atît dispozitivul de reglaj cu pană transversală cît şi cel cu şuruburi verticale de presiune s-au dovedit practic corespunzătoare sub aspectul preciziei şi robusteţei în exploatare. Acţionarea lor manuală, reprezenta însă, un sistem învechit, greoi şi dăunător productivităţii prin micşorarea indicilor de utilizare. Ca urmare, încă din anul 1961, s-a trecut la mecanizarea acţionării dispozitivelor de reglaj.

Rezolvarea mecanizării reglării cilindrului inferior de la caja trio finisoare a fost destul de dificil de realizat, dat fiind condiţiile grele în care trebuie să lucreze sistemele de acţionare şi anume : în apropierea cajei, sub nivelul căilor cu role, în prezenţa arsurii şi a apei.

De o parte şi de alta a cajei, pentru fiecare şurub de tragere a penelor transversale de reglaj, s-a montat cîte un dispozitiv de acţionare, prevăzut cu motor electric de 7,5 kW, n = 1 000 rot/min (fig. 4 : *1* — caja de laminare ; *2* — calea cu role ; *3* — dispozitiv pentru reglarea cilindrului superior ; *4* — motor electric pentru reglarea cilindrului superior ; *5* — reductor pentru reglarea cilindrului inferior ; *6* — motor pentru reglarea cilindrului inferior ; *7* — reductor intermediar pentru reglarea cilindrului inferior ; *8* — şaibă pentru reglarea manuală a cilindrului inferior ; *9* — şurub de reglare a cilindrului inferior ; *10* — cilindru de laminare). Motorul electric al fiecărui dispozitiv pune în mişcare un reductor închis, construit în două trepte cu modulele : $m_1 = 6$ mm şi $m_2 = 6$ mm. Arborele de ieşire a reductorului este cuplat rigid cu un ax de transmisie, care pune în mişcare şurubul de reglare a penei prin intermediul unui angrenaj simplu, compus din două roţi de acelaşi modul ($m = 10$ mm). Şi aceste roţi sînt închise în carcase etanşe, iar dispoziţia transmisiei fereşte motorul de condiţiile improprii de lîngă cajă. A doua roată a acestui ultim angrenaj este montată chiar pe capătul şurubului de reglare a penei, lîngă şaiba de reglare manuală. Păstrarea acestei şaibe în noul sistem a fost necesară ca măsură de precauţie extremă, pentru cazurile de deranjamente mecanice sau electrice. Comanda acţionării se face de la un pupitru. Durata medie de reglaj este de 6 s/mm, faţă de 6—7 min/mm cît era necesar pentru acţionarea manuală.

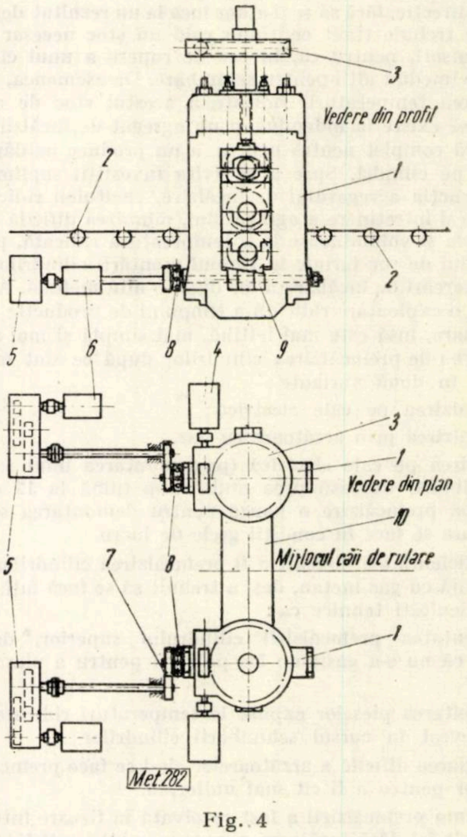


Fig. 4

Mecanizarea acţionării şuruburilor de presiune la cilindrii superiori s-a rezolvat după principiul mecanismelor lente de reglare şi anume cu viteza de 17,5 mm/min, întrucît înălţimea maximă necesară de ridicare este relativ mică — 200 mm. Pentru schimbări obişnuite în programul de laminare, valorile de reglaj nu depăşesc 25 % din cursa maximă, care se foloseşte numai în cazul reparaţiilor sau schimbării unor piese (exemplu capse de siguranţă). Ca urmare a vitezei reduse de reglare, raportul total de transmitere este $i = 1\ 500$.

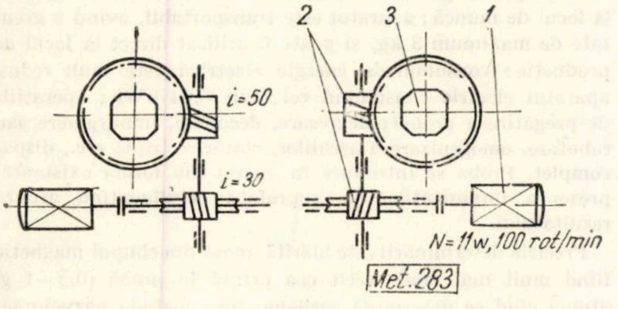


Fig. 5

Aşa cum rezultă din figurile 3 şi 4, pentru fiecare şurub de presiune s-a prevăzut separat cîte un mecanism de reglare, amplasat la partea superioară a fiecărui cadru de caje respective. Acţionarea şuruburilor de presiune se face prin intermediul angrenajelor dublu melcate puse în mişcare de cîte un motor de 11 kW şi 750 rot/min.

Prima treaptă a acestor angrenaje, cu modulul $m = 10$ mm, acţionează cea de a doua treaptă cu modulul $m = 14$ mm. Roata melcată cu modulul $m = 14$ mm este montată chiar în capătul şurubului de reglare. Fiecare angrenaj este închis într-o carcasă etanşă, montată pe cadru, în care se găseşte şi uleiul necesar ungerii. Mecanismele mai sînt echipate cu cîte un ac indicator şi un cadran gradat, avînd distanţa între două repere de un milimetru, iar între reperele limită ale scării de 35 mm. Rotirea cu 360° a acului indicator corespunde deci cu pasul filetului şurubului de presiune.

Durata medie de reglare cu ajutorul acestor dispozitive este de numai 4 s/mm, faţă de 2—3 min cît era necesar la acţionarea manuală.

Analizînd eficienţa reglajului mecanic prin prisma îmbunătăţirii utilizării extensive, rezultă că timpii morţi provocaţi în trecut de desele schimbări de dimensiune a platinelor au scăzut cu 97—98 %, ceea ce practic echivalează cu reglajul din mers. În felul acesta se cîştigă anual circa 70—75 ore efective de laminare, cu sporul aferent al producţiei de platine.

Totodată s-a înlăturat o operaţie deosebit de grea din punct de vedere fizic, uşurîndu-se astfel condiţiile de lucru ale laminatorilor.

Prin mărirea preciziei de reglare şi prin folosirea dispozitivelor de indicare permanentă a valorii deplasării reciproce a cilindrilor, abaterile platinelor la grosime au fost restrînse, creîndu-se astfel baza tehnică necesară extinderii laminării acestor semiproduse în domeniul toleranţelor negative.

CZ 621.771.2-791.8

Aparat pentru sortarea laminatelor în funcţie de conţinutul de carbon

Ing. NICOLAE SUCIU

Uzual, determinarea conţinutului de carbon se face cu ajutorul aparatului Ströhlein, prin metoda gazvolumetrică. Durata operaţiilor şi volumul lucrărilor necesare nu se încadrează însă totdeauna în cerinţele producţiei. Ridicarea continuă a calităţii produselor impune în unele cazuri extinderea recepţiei la 100 % din toate punctele de vedere, numărul determinărilor crescînd considerabil. A reieşit astfel necesitatea găsirii unei metode mai rapide pentru stabilirea conţinutului de carbon la diferite laminate. În acest scop s-a construit un aparat electric*.

Principiul funcţionării are la bază corelaţia dintre conţinutul de carbon al oţelului şi pierderile prin histerezis, care sînt direct proporţionale cu conţinutul de carbon al oţelului. Aparatul indică direct diferenţa dintre conţinutul de carbon al etalonului şi acela al probei, deci indirect conţinutul de carbon al probei.

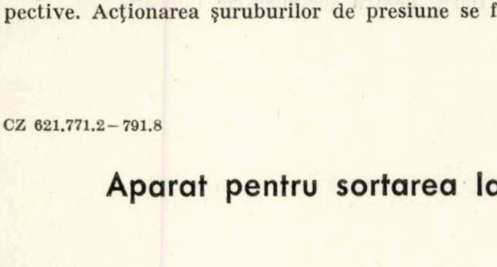


Fig. 1

Aparatul se compune din următoarele părţi principale:

— Un sistem de două bobine identice, dintre care una pentru etalon şi una pentru probă; aceste bobine au rolul de transformatoare, debitînd curent electric pe două circuite. În caz că etalonul este identic cu proba — din punctul de vedere al conţinutului de carbon — curenţii sînt identici alternativ şi luaţi în antifază, deci indicaţia instrumentului va fi zero. În cazul cînd proba nu este egală cu etalonul, curenţii sînt diferiţi şi acul indicator se va deplasa în stînga sau în dreapta lui zero (scara este cu zero intercalat), după cum carbonul în probă este mai mare sau mai mic faţă de etalon.

— Un amplificator cu cinci grade de sensibilitate, care măreşte curenţii primiţi de la cele două bobine. Sistemul de amplificare este un montaj în punte, insensibil la căderile de tensiune din reţea şi care permite folosirea unui instrument de măsură foarte sensibil.

— Un galvanometru, care este instrumentul de măsură, avînd trei scări gradate cu zero intercalat, etalonate în unităţi de carbon. Prima scară este pentru conţinuturi de carbon de maximum 0,25 %; a doua scară, pentru 0,25—0,5 %C, şi scara a treia, pentru carbon mai mare de 0,50 %. Valoarea diviziunii este diferită la fiecare scară. La toate aceste trei scări, mijlocul arată o egalitate între etalon şi probă, din punctul de vedere al conţinutului de carbon. La conţinutul de carbon mai mare în probă decît în etalon, acul indicator deviază în partea stîngă a lui zero, iar la conţinutul de carbon mai mic deviază în partea dreaptă. Cunoscîndu-se conţinutul de carbon al etalonului, pe scară se citesc abaterile în plus sau în minus direct în unităţi de carbon şi deci imediat se stabileşte conţinutul de carbon al probei.

Aparatul se alimentează cu curent alternativ de la reţeaua de 220 V, avînd un consum maxim de 0,04 kWh. Punerea lui în funcţiune se face cu ajutorul unui întreruptor basculant *1* pe poziţia cuplat, cînd se aprinde becul de semnalizare. *2*. După circa un minut, necesar încălzirii aparatului, în cele două bobine *3* şi *4* se introduc două probe etalon. Aceste două probe provin din acelaşi material, deci au caracteristici practic identice. La una dintre cele două probe, care va servi în continuare ca etalon, se determină în prealabil conţinutul de carbon prin metoda obişnuită (cu aparatul Ströhlein).

---

* Aparatul a fost construit de către electricianul Alexandru Bocsai şi ing. Nicolaie Suciu.

Funcţie de conţinutul de carbon al etalonului se alege scara de lucru şi se fixează sensibilitatea. Fixarea sensibilităţii se face prin introducerea unei fişe în una dintre cele cinci prize *5* aranjate succesiv de la stînga spre dreapta, în funcţie de creşterea conţinutului de carbon (primele două prize sînt pentru scara *1*, următoarele două prize pentru scara *2* şi ultima priză pentru scara *3*.

După fixarea sensibilităţii, cu întreruptorul *6* se pune în funcţiune sistemul bobinelor pe poziţia probă, iar după aceea cu ajutorul unui potenţiometru *7* se aduce galvanometrul *8* în poziţia zero. Se trece apoi întreruptorul *6* în poziţia zero, şi etalonul din dreapta este înlocuit cu o probă din lotul supus verificării. Trecîndu-se din nou întreruptorul în poziţia probă, instrumentul va indica egalitatea sau abaterea, exprimată în unităţi de carbon, a probei faţă de etalon. În continuare, operaţia se repetă similar pînă la epuizarea întregului lot, totul rezumîndu-se la trecerea întreruptorului pe poziţia zero, schimbarea probei, trecerea întreruptorului poziţia probă şi citirea pe scara galvanometrului.

Aducerea galvanometrului la zero se face o singură dată — la introducerea celor două etaloane — dintre care cel verificat chimic rămîne în aparat, iar celălalt se schimbă după aducerea galvanometrului la zero, înlocuindu-se cu proba. Deci aducerea la zero se face numai la începerea verificării lotului.

Acest aparat poate fi utilizat pentru stabilirea conţinutului de carbon la următoarele sortimente de oţeluri: bandă laminată la cald, bandă laminată la rece, sîrme şi profile uşoare.

Avantajele aparatului sînt: se reduce, durata unei determinări faţă de metoda actuală, de la circa 15 min la circa 30 s (introducerea probei, întoarcerea întreruptorului şi citirea galvanometrului); capacitatea laboratorului, în sensul numărului determinărilor de carbon, este mult sporită. Astfel, de la maximum 150 determinări în 24 ore ce se efectua prin metoda gaz volumetrică (cu apartul Ströhlein), cu aparatul electric se pot executa minimum 1 500 determinări în 24 ore; operatorul nu necesită pregătire profesională deosebită, apartul putînd fi deservit de orice muncitor calificat la locul de muncă; aparatul este transportabil, avînd o greutate de maximum 3 kg, şi poate fi utilizat direct la locul de producţie; consumul de energie electrică este mult redus, aparatul electric consumînd cel mult 0,04 kWh; operaţiile de pregătire a probei; degresare, decapare, îmburghiere sau rabotare, omogenizare a aşchiilor, cîntărire triplă etc., dispar complet. Proba se introduce în aparat sub forma existentă, prezenţa impurităţilor de suprafaţă neinfluenţînd asupra rezultatului.

Precizia determinării este mărită, masa din cîmpul magnetic fiind mult mai mare decît cea prinsă în probă (0,5—1 g) atunci cînd se determină carbonul prin metoda gazvolumetrică, iar costul unei determinări se reduce de la 25 lei (conform deciziei 16/16/c nr. 2313/07.08.1952) la cîţiva bani. Practic, la fiecare determinare cu acest aparat se economisesc în medie 25 lei; aparatul oferă posibilitatea extinderii recepţiei la 100% pentru sortimentele indicate.

construcția de mașini

CZ 669.14 : 620.178.3 : 539.53

Cercetări asupra rezistenței la oboseală a oțelurilor

ŞT. NĂDĂŞAN cu un colectiv de autori *

Una din preocupările secției de Rezistența materialelor și încercări de metale a Centrului de Cercetări Științifice din Timișoara al Academiei R.P.R. și a colectivului catedrei de rezistența materialelor a Institutului Politehnic din Timișoara — în ultimii ani — o constituie încercările de oboseală asupra oțelurilor romînești, cu scopul de a furniza material documentar Oficiului de Stat pentru Standarde, în vederea completării standardelor noastre cu cifrele de rezistență la oboseală a oțelurilor fabricate în țară. Astfel de cifre ar ajuta pe proiectanți și n-ar mai fi nevoie ca aceștia să admită standarde străine sau să calculeze cu aproximație rezistența la oboseală, din relații mai mult sau mai puțin empirice [1], [2]. În paralel cu aceste studii, s-au efectuat și lucrări care privesc metodologia și unele aspecte specifice ale încercărilor la oboseală ; influența tehnologiei de prelucrare a epruvetelor, influența unui strat galvanic de Ni—Fe etc. O deosebită atenție s-a acordat metodelor statistice care sînt la baza stabilirii valorii numerice a cifrelor de rezistență la oboseală din rezultatele experimentale, care se referă la diferite șarje de oțel aparținînd aceleiași mărci de oțel și prezintă abateri inerente unui produs siderurgic. S-a mai propus o nouă metodă de determinare a rezistenței la oboseală prescurtată, mai economicoasă decît cea clasică, și s-a studiat o metodă de încercare la oboseală cu șocuri adiționale. În cele ce urmează, se prezintă un rezumat al acestei activități.

*

I. *Determinarea rezistenței la oboseală a unor mărci de oțel romînești*

Prima fază a studiului a cuprins mărcile de oțel trecute în tabela 1, în care s-au trecut și mărcile echivalente după normele GOST.

Tabela 1

Sortiment oțel		Numărul șarjelor încercate	
STAS	GOST	normalizat	îmbunătățit
OLC 35	35	6	7
OLC 45	45	7	8
OLC 60	60	8	7
OLC 45AT	—	—	6
OLC 47AT	—	—	6

Încercările la oboseală s-au limitat la determinarea rezistenței la oboseală la *ciclu simetric* σ_{-1}. Ele s-au efectuat la un stand reprezentat în figura 1, la care e posibilă încercarea simul-

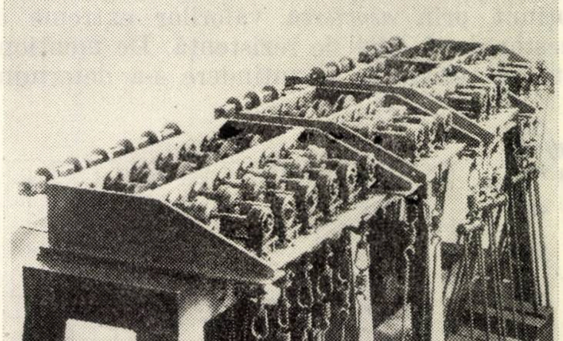


Fig. 1. Stand pentru încercarea la încovoiere rotativă cu epruvete în consolă.

---

* *A. Bernath, I. Hajdu, B. Horovitz, E. Iovițiu* și *A. Tigănoiu*

tană a 15 epruvete. Determinările s-au făcut cu epruvete torice, cu un diametru de 10 mm în secţiunea cea mai mică.

a) *Determinarea statistică a rezistenţei la oboseală.* Rezistenţa la oboseală se determină de obicei dintr-o curbă *Wöhler*, în care se reprezintă numărul ciclurilor de solicitare N pînă la ruperea unei epruvete sub acţiunea unei solicitări ciclice $\pm \sigma_{am}$. Rezistenţa la oboseală σ_{-1} este valoarea lui $\pm \sigma_{am}$, la care epruveta rezistă cel puţin la $N_0 = 10^7$ cicluri de solicitare. Reprezentarea se face într-un sistem de coordonate liniar sau semilogaritmic. Întrucît rezultatele experimentale prezintă dispersiuni, uneori însemnate, s-a pus problema determinării numerice a valorii probabile a lui σ_{-1}, ceea ce a impus stabilirea acestei valori pe cale *statistică*. Această problemă este puţin tratată în literatură şi determinarea statistică nu se aplică curent, deşi există mai multe metode statistice pentru acest scop. Dintre aceste metode, se arată pe scurt două: metoda corelaţiei şi metoda cunoscută sub denumirea ,,metoda probit'':

— Metoda corelaţiei. Această metodă s-a aplicat în lucrările colectivului de autori la stabilirea relaţiei între rezistenţa la rupere statică σ_r şi rezistenţa la oboseală la ciclu simetric σ_{-1} la oţelul OLC 35, OLC 45 şi OLC 60. Figura 2 şi 3 reprezintă σ_{-1} în funcţie de σ_r — valoare standardizată — pentru cele trei mărci de oţel.

Dispersia rezultatelor experimental obţinute — specifice neomogenităţii unei şarje de oţel — se poate defini prin valoarea maximă şi minimă a lui σ_{-1} şi a lui σ_r. Punctele din diagramă s-au obţinut prin *asocierea* valorilor extreme ale acestor două cifre de rezistenţă. De menţionat este că rezistenţa la întindere s-a determinat din cîte cinci încercări, iar rezistenţa la oboseală din 20—25 încercări la solicitări în domeniul rezistenţei la oboseală, apreciată anterior prin trasarea aproximativă a curbei *Wöhler*.

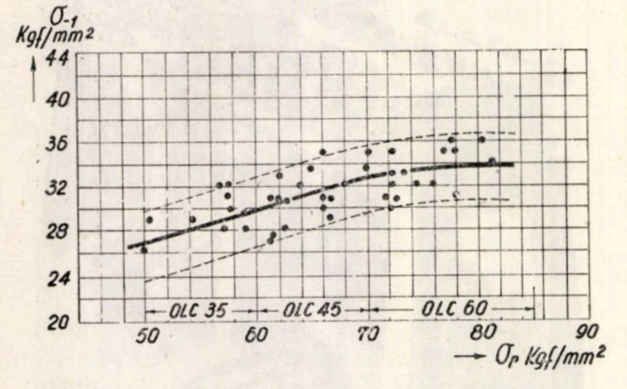


Fig. 2. Corelaţia $\sigma_{-1} = f(\sigma_r)$ pentru oţelurile de îmbunătăţire nealiate în stare normalizată.
Curbele limită, trasate la o depărtare egală cu dublul abaterii standard de curba medie, cuprind între ele 95 % din rezultatele experimentale.

După reprezentarea punctelor în diagramă, se trasează curba medie după una din metodele cunoscute [3], [4]. În studiul asupra oţelurilor romîneşti, s-a folosit metoda mediilor mobile [4].

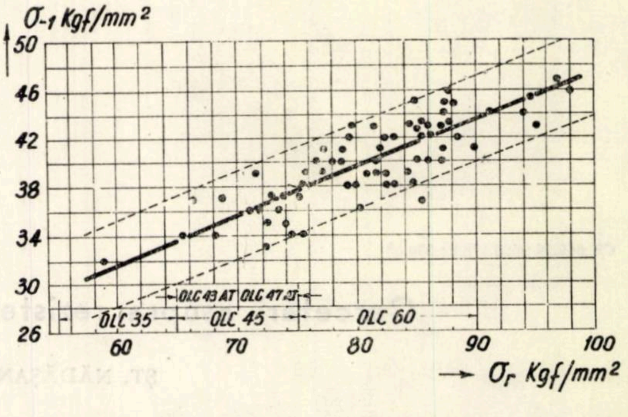


Fig. 3. Corelaţia $\sigma_{-1} = f(\sigma_r)$ pentru oţelurile de îmbunătăţire nealiate în stare îmbunătăţită.
Curbele limită, trasate la o depărtare egală cu dublul abaterii standard de curba medie, cuprind între ele 95 % din rezultatele experimentale.

Se calculează apoi abaterile standard $s = \sqrt{\frac{\Sigma\Delta\sigma}{n}}$ şi celelalte mărimi statistice din abaterile punctelor faţă de curba medie din diagramă. Pe baza abaterii standard, se trasează curbele care limitează zona de probabilitate, aşa cum se arată în figura 2 şi 3 de exemplu, pentru OLC 45 îmbunătăţit cu limitele admise de STAS de $\sigma_r = 65-75$ kgf/mm², se citeşte din diagramă $\sigma_{-1} = 30-41$ kgf/mm².

— Metoda probit se bazează de asemenea pe un număr mare de cifre de rezistenţă la oboseală experimental determinate, ce se referă la şarje de oţel ale unei anumite mărci, ale cărei caracteristici chimice şi mecanice se încadrează în limitele specificate în standarde. Cifrele de rezistenţă la oboseală referitoare la toate şarjele aparţinînd unei mărci se tratează ca un *singur* colectiv de valori.

Tabela 2

Oţel şarjă	Solicitarea σ_{-1} kgf/mm²	Epruvete rupte %							
		pe şarje							Total
		1	2	3	4	5	6	7	
	27	0	0	0	0	0	0	0	0
	28	0	0	25	16,7	0	0	0	6,0
	29	0	36,4	50	60	0	0	0	20,9
OLC45	30	16,7	55,6	100	100	0	0	0	38,9
34	31	88,9	75	66,7	66,7	0	0	20	40,6
	32	50	100	100	—	0	0	40	48,3
	33	100	100	100	100	0	20	40	5,7
	34	100	100	100	100	0	40	40	68,6
	35	100	100	100	100	80	—	100	96,7

La aplicarea acestei metode se scriu *tabelar* procentajele de epruvete rupte la diferite intensităţi de solicitări pentru fiecare şarjă examinată, apoi se face media — pentru toate șarjele examinate — a procentajului de epruvete rupte pentru diferitele intensități de solicitare, așa cum rezultă din tabela 2.

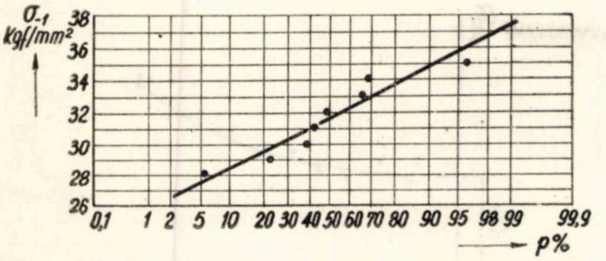


Fig. 4. Diagramă reprezentînd probabilitatea de rupere în zona rezistenței la oboseală pentru oțeluri OLC 45.

Se reprezintă la „scara de probabilitate”, folosind transformarea lui *Galton*, solicitările în funcție de media procentajului epruvetelor rupte la solicitările respective (fig. 4). În cazul unei distribuții normale — *Gauss* — punctele trebuie să se situeze pe o dreaptă, pe dreapta lui *Henry* (fig. 4). Dreapta trasată prin punctele figurate pe baza rezultatelor experimentale permite să se citească care este probabilitatea procentuală a ruperii la oboseală la o anumită solicitare ciclică de lungă durată. De exemplu, la o solicitare de 26,5 kgf/mm² a mărcii de oțel studiate, există o probabilitate de rupere de 5 %, care se ridică la 95 % la o solicitare de 36 kgf/mm².

Specificarea unor astfel de date pentru o anumită marcă de oțel nu poate decît să contribuie la fundamentarea introducerii în calcule a unei anumite valori a solicitării admisibile și să sporească siguranța proiectantului în calculele sale de verificare și, în final, contribuie la un calcul mai rațional care conduce la economii de material.

Rezultatele ce se obțin cu ambele metode sînt cu atît mai concludente, cu cît este mai mare numărul de șarje examinate în cadrul unei mărci de oțel. În schimb, numărul încercărilor în cadrul unei șarje poate fi mai mic, întrucît dispersia rezultatelor la examinarea epruvetelor provenite din aceeași șarjă este mai mică și poate fi neglijată față de dispersia rezultatelor ce se referă la șarje aparținînd unei anumite mărci. De asemenea, rezultatele calculelor statistice sînt cu atît mai probabile, cu cît compoziția chimică și tratamentul termic prezintă cît mai multe valori discrete în limitele admise de standarde.

Cele două metode statistice, în general, nu conduc la rezultate identice. La un număr mai redus de șarje, metoda corelației este mai convenabilă, deși rezultatele ce se obțin sînt mai puțin sigure.

Din cele arătate, rezultă că determinarea valorii rezistenței la oboseală σ_{-1} și a *certitudinii* acestei valori — influențate de *dispersiunea* valorilor, datorită diferenței calității între diferitele șarje aparținînd unei anumite mărci de oțel — impune *încercări numeroase*, care durează mult timp.

b) *Valoarea rezistenței la oboseală la ciclu simetric* σ_{-1}. În tabela 3 se arată rezultatele obținute la determinarea rezistenței la oboseală a mărcilor de oțel studiate, pe lîngă unele date trecute în standardele respective.

Tabela 3

Sortimentul de oțel	C,%	Tratamentul termic	$\sigma_r \frac{kgf}{mm^2}$ STAS	$\sigma_{-1} \frac{kgf}{mm^2}$ experimental	$\sigma_{-1} \frac{kgf}{mm^2}$ după [1]
OLC 35	0,30—0,40	normalizat îmbunătățit	50—60 55—65	25—32,5 26,5—37,5	23—38 27—32
OLC 45	0,40—0,50	normalizat îmbunătățit	60—70 65—75	27—35,5 30—41,5	28—32 30—34
OLC 60	0,50—0,63	normalizat îmbunătățit	70—85 75—90	30—36,5 34—47,0	32—35 34—40
OLC 45AT	0,40—0,45	îmbunătățit	65—70	30—39,5	—
OLC 47AT	0,45—0,50	îmbunătățit	70—75	32—41,5	—

Întrucît în cadrul studiului efectuat în vederea determinării rezistenței la oboseală a unor mărci de oțel romînești s-au examinat doar 6—8 șarje pe marcă, valorile lui σ_{-1} s-au determinat prin metoda corelației [5], [6]. Metoda probit a fost folosită în paralel, cu titlu informativ. Pentru comparare, sînt trecute în tabelă și limitele valorilor lui σ_{-1} din literatură [1].

Se menționează că valorile lui σ_{-1} pentru oțelurile în stare normalizată, determinate prin metoda probit, s-au găsit destul de apropiate celor obținute prin metoda corelației. În stare îmbunătățită, prin metoda probit s-au obținut valori sensibil superioare celor determinate prin metoda corelației. Cauza acestei diferențe trebuie căutată în valorile mai mari ale rezistenței la rupere a oțelurilor îmbunătățite, încercate superioare celor specificate în standarde. Întrucît la metoda corelației limitelor σ_c se determină pentru valorile σ_{-1} din standarde, diferențele menționate nu mai apar.

c) *Relații între* σ_r *și* σ_{-1}. Examinînd dependența între σ_r și σ_{-1} la oțelurile în stare normalizată și la acelea în stare îmbunătățită, se observă că $\sigma_{-1} = f(\sigma_r)$ la oțeluri în stare normalizată (fig. 2) tinde spre un prag asimptotic, pe cînd la oțelurile îmbunătățite (fig. 3), există o relație liniară între σ_r și σ_{-1}:

$$\sigma_{-1} = (\sigma, 39 \cdot \sigma_r + 8{,}5) \pm 4 \text{ kgf/mm}^2.$$

d) *Influența gradului de prelucrare a epruvetelor la determinarea lui* σ_{-1}.

Diferențele între cifrele de rezistență la oboseală determinate pentru oțeluri de aceeași calitate obţinute de diferitele laboratoare la aceleaşi tipuri de maşini şi cu epruvete de aceeaşi formă sînt provocate de multe ori de operaţii deosebite de prelucrare a epruvetelor. O importanţă deosebită are *faza finală* a prelucrării. Pentru a cunoaşte în ce măsură influenţează operaţia finală de prelucrare pe σ_{-1}, s-au făcut încercări asupra unui oţel carbon cu 0,47% C [31]. În figura 5 sînt arătate rezultatele obţinute.

Curba Wöhler *a* se referă la o prelucrare cu un disc de carborundum de granulaţie 180, cu viteza de 350 m/s la o rotaţie de 50 rot/min a epruvetei şi un avans al discului 0,002 mm/rot. La o strunjire pînă la numai 9 m/min viteză, cu o grosime a şpanului de 0,1 mm, la un avans foarte mic, curba *Wöhler* a avut forma *b*, iar la polizare cu un disc de pîslă cu praf de carbură de siliciu de o granulaţie 200, cu o viteză de 350 mm/s şi la 50 rot/min a epruvetei, s-a obţinut curba *c*. Curbele s-au trasat pe baza a cîte 15 puncte. Influenţa prelucrării finale a epruvetelor a condus deci la o diferenţă de 15% între valorile stabilite pentru σ_{-1} a aceluiaşi oţel.

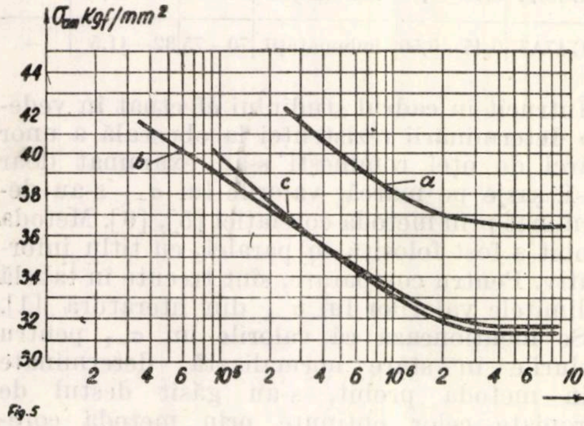


Fig.5

Fig. 5. Curbele Wöhler ale unor epruvete torice diferit prelucrate: *a* — şlefuire cu disc de carborund; *b* — strunjire fină; *c* — polizare cu praf de carborund pe disc de pîslă.

Pentru a nu apărea astfel de diferenţe, care îngreunează interpretarea rezultatelor la aprecierea oţelurilor şi pot conduce la concluzii eronate, se cere *stabilirea* şi aplicarea uneia şi aceleiaşi tehnologii de prelucrare. Trecerea în standard a unei tehnologii unitare ar fi utilă.

II. *Metode mai rapide de determinare a rezistenţei la oboseală*

Există de mai mulţi ani tendinţa de a găsi o metodă de determinare experimentală *prescurtată* a rezistenţei la oboseală cu mai puţine epruvete. În literatura de specialitate sînt mult dezbătute două metode de încercare, la care încărcarea epruvetelor se face progresiv în timpul încercării.

Metoda *Prot* [7] constă în încercarea mai multor *epruvete* — dar *mai puţine* decît la determinările clasice — *la solicitări care cresc încontinuu*. Creşterea solicitării — *u* kgf/mm² şi ciclu — variază de la epruvetă la epruvetă. Pentru fiecare epruvetă încercată cu o creştere de solicitare *u* se obţine o valoare σ_u, la care se rupe epruveta. Reprezentînd σ_u în funcţie de *u* (fig. 6), se obţine o curbă $\sigma_u = f(u)$, care extrapolată la $u = 0$ determină pe σ_{-1} — rezistenţa la oboseală în accepţiunea clasică — solicitarea la care creşterea solicitării în timpul experimentării este egală cu zero.

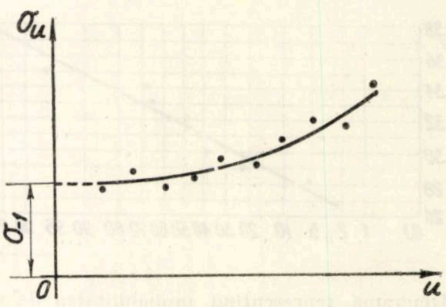


Fig. 6, Determinarea rezistenţei la oboseală din rezultatele încercărilor cu încărcare progresivă prin metoda *Prot*.

Prot a găsit pentru $\sigma_u = f(u)$ — plecînd de la constatarea că atît curba de durabilitate Wöhler, cît şi curba din figura 6 sînt hiperbole de gradul al doilea cu asimptotă orizontală determinată de σ_{-1} — relaţia:

$$\sigma_u = \sigma_{-1} + k\sqrt{u}.$$

Metoda *Locatti* [8] se bazează pe încercarea *unei singure epruvete* supusă la *solicitări care cresc discontinuu* — în trepte — şi pe regula lui *Miner*, după care există un efect de acumulare a defectării prin obosire produsă de ΔN_1; ΔN_2; $\Delta N_3 \ldots$ cicluri care acţionează succesiv, atunci cînd ruperea se produce la N_1, N_2, $N_3 \ldots$ cicluri, la solicitări σ'_{-1}, σ''_{-1}, $\sigma'''_{-1} \ldots$ (fig. 7). După Miner, ruperea se produce dacă suma:

$$\frac{\Delta N_1}{N_1} + \frac{\Delta N_2}{N_2} + \frac{\Delta N_3}{N_3} + \ldots = 1.$$

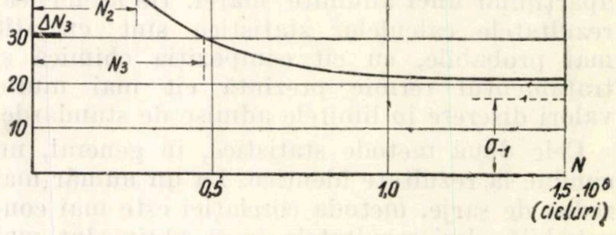


Fig. 7. Obosirea la diferite trepte de solicitare. Epruveta se rupe cînd suma defectărilor parţiale $\frac{\Delta N_1}{N_1}, \frac{\Delta N_2}{N_2}, \frac{\Delta N_3}{N_3} \ldots$ devine egală cu unitatea.

Ştiind că traseul curbei Wöhler în reprezentarea semilogaritmică e frîntă la $N = (1-2)\,10^6$ de cicluri, se poate admite (fig. 8), pentru N mai mare decît această valoare, o porţiune orizontală a curbei pentru diferite valori ale lui σ_{-1}. Experienţele au mai arătat că unghiul între porţiunea înclinată şi orizontală care determină σ_{-1} creşte o dată cu creşterea lui σ_{-1}. În figura 8 s-au admis trei curbe Wöhler şi s-a introdus în figură şi variaţia în trepte a solicitării la care se supune efectiv epruveta ce se încearcă. Apoi se calculează pentru fiecare din cele trei valori σ_{-1}', σ_{-1}'', σ_{-1}''' suma $\frac{\Sigma\Delta N}{N}$. În general, sumele vor avea valori diferite de unitate.

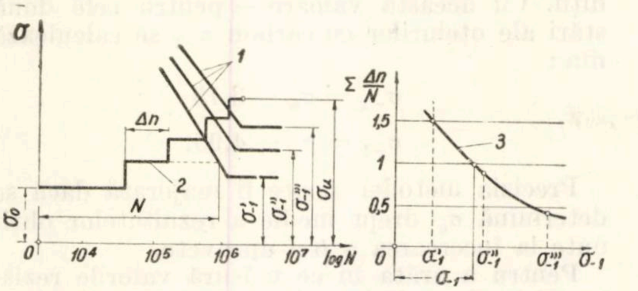


Fig. 8. Determinarea rezistenţei la oboseală din rezultatele încercărilor cu încărcare progresivă prin metoda Locatti:
1 – curbe de durabilitate presupuse; *2* – curba de încărcare a epuvetei; *3* – curba de dependenţă a sumei vătămărilor de rezistenţa la oboseală presupusă.

Reprezentînd $\sigma_{-1} = f\left(\frac{\Sigma\Delta N}{N}\right)$, prin interpolare se va găsi valoarea σ_{-1} pentru $\frac{\Sigma\Delta N}{N} = 1$, care — după Locatti — este valoarea rezistenţei la oboseală la ciclu simetric.

Cu toate avantajele indiscutabile pe care le oferă metodele Prot şi Locatti, li s-au adus critici serioase — în parte întemeiate — motiv pentru care ele nu s-au răspîndit pe scară largă în practica încercărilor.

În critica adusă metodei *Prot*, s-a arătat [13] că, la oţelurile care manifestă tendinţă mai accentuată de întărire la subsolicitări, se poate modifica pronunţat alura curbei în domeniul creşterilor mici de solicitare, deci în acea porţiune a curbei care are o influenţă mai pronunţată la determinarea lui σ_{-1} prin extrapolare.

Încercările autorilor asupra oţelurilor de îmbunătăţire nealiate au arătat că pentru creşterea solicitării $u \geqslant 10^{-7}$ kgf/mm² şi ciclu alura curbei nu este influenţată, o constatare care este în concordanţă şi cu unele rezultate publicate [12].

Principala critică adusă metodei *Prot* a fost însă aceea că pentru determinarea lui σ_{-1} — cu aceeaşi precizie — se cere un număr cel puţin egal de epruvete ca şi pentru metoda clasică *Wöhler* [14]. Deşi această afirmaţie s-a fundamentat teoretic, încercările de pînă în prezent au arătat că la solicitare progresivă pînă la rupere se obţine o zonă de dispersie mai îngustă decît la metoda clasică, ceea ce permite reducerea numărului de epruvete, iar durata mai redusă a încercărilor conduce la economie de timp.

Faţă de metoda Prot, economia de timp este mult mai mare la metoda Locatti, determinarea lui σ_{-1} făcîndu-se prin încercarea unei singure epruvete. În schimb, realizarea unei maşini de încercat cu comandă program pentru asigurarea creşterii în trepte a solicitării este mai dificilă. În plus, calculele sînt greoaie şi admiterea mai mult sau mai puţin arbitrară a curbelor Wöhler faţă de care se calculează $\frac{\Sigma\Delta N}{N}$, introduce şi o oarecare imprecizie în determinarea lui σ_{-1}.

O metodă originală bazată pe încercarea unei singure epruvete. Colectivul secţiei de rezistenţă şi încercări de metale a Centrului de cercetări al Academiei R.P.R. din Timişoara a elaborat o metodă nouă bazată pe *solicitarea continuă şi progresivă a unei singure epruvete* la o maşină de concepţie originală (fig. 9), care permite realizarea unei astfel de solicitări, cu creşterea solicitării între limitele $3{,}33.10^{-8}$ şi $1{,}66.10^{-4}$ kgf/mm² ciclu. Creşterea solicitării se obţine prin mărirea braţului pîrghiei. Braţul de pîrghie determină momentul încovoietor, care produce solicitarea epruvetei.

Metoda nouă se bazează pe următoarele: după *Weibull* şi *Oding* [9], [10], curba de durabilitate $(N-\sigma)$ corespunde cu o bună aproximaţie unei hiperbole de forma:

$$(\sigma - \sigma_{-1})^m\, N = N_1 = const.$$

Luînd în considerare relaţia lui Miner şi relaţia care exprimă creşterea liniară a solicitării, Henry [11] obţine solicitarea finală σ_u, la care se rupe epruveta din expresia:

$$\sigma_u = \sigma_{-1} + \sqrt[m+1]{(m+1)\cdot N_1}\cdot\sqrt[m+1]{u}.$$

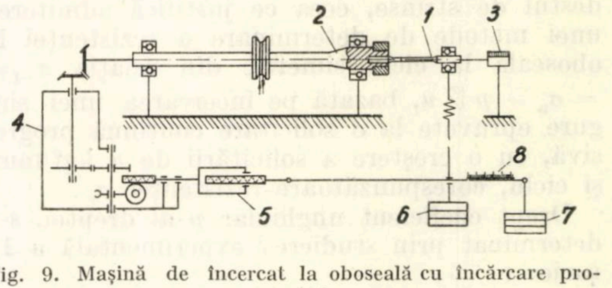


Fig. 9. Maşină de încercat la oboseală cu încărcare progresivă:
1 – epruvetă; *2* – arborele maşinii; *3* – numărător de ture; *4* – reductor; *5* – transmisie cu şurub fără fine; *6* – greutate fixă; *7* – greutate mobilă; *8* – riglă gradată.

Rezultă deci o variaţie a rezistenţei finale în raport nu cu radicalul de ordinul al doilea, ci cu cel de ordinul $(m + 1)$ al creşterii în timp u a solicitării.

Pentru verificarea relației stabilite, s-au determinat valorile parametrilor m și N_1, pentru oțelurile romînești, prin încercarea a 18 șarje de diferite mărci de oțel cu un conținut de carbon între 0,30 % și 0,62 %, obținînd pentru m o valoare apropiată de 2, valoare care se încadrează în limitele 1 m 2, 3, găsite de alți cercetători [12] pentru oțeluri. Cu $m = 2$ relația trece în forma $\sigma_u = \sigma_{-1} + p \sqrt[3]{u}$ care apare în sistemul $(\sigma_u - \sqrt[3]{u})$ ca o dreaptă permițînd pentru $u = 0$ determinarea lui σ_{-1}.

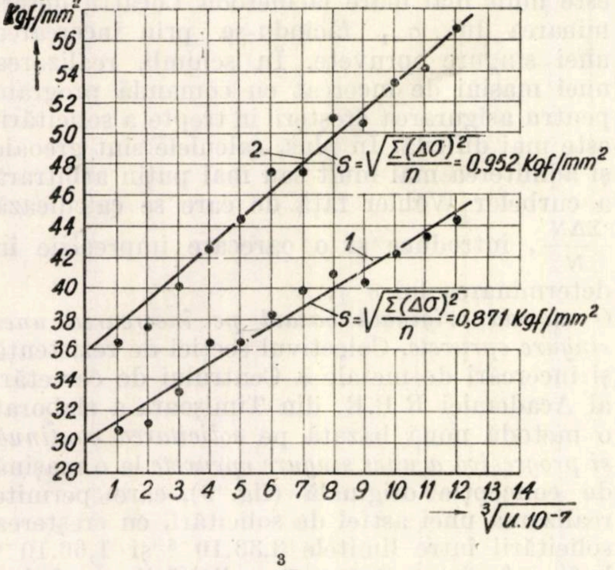


Fig. 10. Curbele $\sigma_u = f(\sqrt[3]{u})$ obținute la încercarea prin încărcare progresivă a unor oțeluri nealiate:
1 — oțel OLC 35 în stare normalizată; 2 — oțel OLC 35 în stare îmbunătățită.

În figura 10 sînt trecute rezultatele obținute la studierea oțelului OLC 35 în stare normalizată — curba de jos — și în stare îmbunătățită — curba de sus — într-un sistem de coordonate $(\sigma_u - \sqrt[3]{u})$.

Încercările colectivului de autori au arătat că panta dreptei $\sigma_u = f(\sqrt[3]{u})$ variază în limite destul de strînse, ceea ce justifică admiterea unei metode de determinare a rezistenței la oboseală la ciclu simetric din relația $\sigma_{-1} = \sigma_u - p \sqrt[3]{u}$, bazată pe încercarea unei singure epruvete la o solicitare continuă progresivă, cu o creștere a solicitării de u kgf/mm² și ciclu, corespunzătoare rezistenței σ_u.

Drept coeficient unghiular p al dreptei, s-a determinat prin studierea experimentală a 18 șarje:

$$p = 1{,}25 \sqrt[3]{10^7} \quad \text{la oțeluri normalizate}$$

$$p = 1{,}65 \sqrt[3]{10^7} \quad \text{la oțeluri îmbunătățite.}$$

Creșterea u a solicitării trebuie astfel aleasă încît să fie suficient de mică pentru ca abaterile lui p de la valoarea medie să nu ducă la erori însemnate la determinarea lui σ_{-1} și destul de mare pentru ca să nu apară efectul întăririi și pentru ca încercările să nu dureze prea mult. Încercările executate au arătat că $u = 2{,}7 \cdot 10^{-6}$ kgf/mm² și ciclu satisface aceste condiții. Cu această valoare — pentru cele două stări ale oțelurilor cu carbon σ_{-1} se calculează din:

$$\sigma_{-1} = \sigma_u - 3{,}75$$

$$\sigma_{-1} = \sigma_u - 4{,}95.$$

Precizia metodei poate fi majorată dacă se determină σ_u drept medie a rezultatelor obținute la încercarea a *trei* epruvete.

Pentru a arăta în ce măsură valorile rezistenței la oboseală la ciclu simetric, determinate prin metoda propusă, corespund celor stabilite prin metoda clasică, s-au făcut încercări comparative pe 6 șarje. În figura 11 sînt reprezentate rezultatele obținute. Pe axa verticală s-au figurat segmenți trași mai gros, care reprezintă zonele de dispersie înregistrate la determinarea lui σ_{-1} prin metoda clasică. Se vede că valorile σ_{-1} determinate pe baza metodei propuse, prin prelungirea dreptei cu înclinația p — prin punctul care figurează pe σ_u — pînă la $u = 0$, se încadrează bine în zona de dispersie a determinărilor clasice. Această potrivire între rezultatele obținute prin două metode — dintre care una reclamă încercarea a 30—35 epruvete, iar cealaltă, aceea propusă, numai 3—5 epruvete — justifică introducerea noii metode în practica încercărilor la oboseală.

Noua metodă — prin numărul redus de epruvete necesare și prin durata sensibil mai scurtă a încercărilor —permite studierea curentă și pe o bază cît mai largă a rezistenței la oboseală a diferitelor mărci de oțeluri, în vederea determinării cifrelor de rezistență și se pretează ca la rigoare — cum ar fi în cazul stabilirii cauzelor defectărilor pieselor rupte în serviciu — etc. — să se poată determina rezistența la oboseală prin încercarea unei singure epruvete. Colectivul de autori al acestei sinteze a trecut la aplicarea în mod curent a acestei metode.

III. *Influența acoperirii galvanice cu un aliaj Ni—Fe asupra rezistenței la oboseală* σ_{-1}

S-a mai studiat influența acoperirilor galvanice cu un strat de Ni-Fe asupra rezistenței la oboseală σ_{-1} la încovoiere rotativă la unele oțeluri nealiate.

Literatura de specialitate cunoaște o serie de lucrări care abordează problema determinării influenței acoperirilor galvanice asupra rezistenței la oboseală a oțelurilor. Majoritatea cercetătorilor constată o însemnată micșorare a rezistenței la oboseală a oțelurilor în urma acoperirilor galvanice [15], [16], care poate ajunge pînă la 55 % din rezistența materialului neacoperit [15]. Se remarcă totuși cercetările lui *Williams* și *Hammond* [17], care au obținut o mărire a rezistenței la oboseală în cazul unei acoperiri cu un strat de nichel avînd 25μm grosime, după un tratament prealabil de o oră într-o baie de ulei la 150°C.

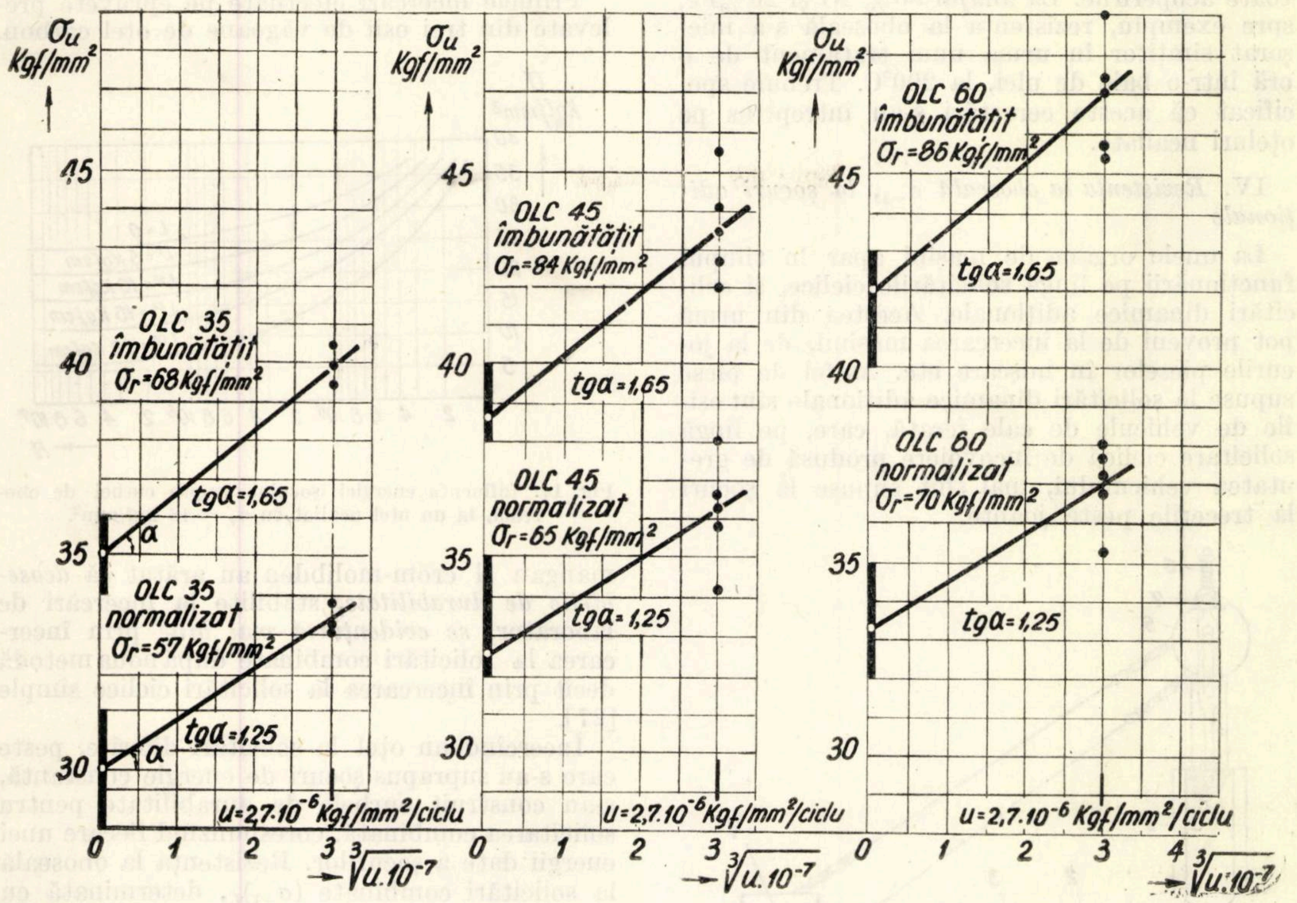


Fig. 11. Determinarea rezistenței la oboseală prin încercări cu încărcare progresivă la o singură viteză de încărcare $u = 2{,}7.10^{-6}$ kgf/mm²/ciclu. Pe figură sînt marcate zonele de dispersie ale lui σ_{-1} obținute prin metoda clasică (Wöhler).

Autorii au căutat să depună un aliaj de Ni-Fe cu *tensiuni interne cît mai reduse*, ținînd seama de faptul că tensiunile de întindere în stratul superficial au un efect negativ asupra rezistenței la oboseală. În acest scop, s-a utilizat baia electrolitică, avînd compoziția chimică dată în [18]. Tensiunile interne s-au determinat prin metoda descrisă în [19], constînd în determinarea dependenței frecării interne σ_{-1} de intensitatea cîmpului magnetic alternativ longitudinal H_a.

În figura 12 sînt redate tensiunile interne produse de stratul de Ni-Fe (curba *1*), în comparație cu cele produse într-un strat de aceeași grosime obținut în baia de nichelare utilizată de autorii lucrării [17], [curba *2*]. Mai trebuie amintit că stratul de Ni-Fe depus asigură totodată și o rezistență la coroziune *mai mare* decît stratul de nichel pur [20], [21]. În paralel s-a studiat și influența grosimii, precum și a compoziției stratului electrolitic depus.

În urma acestui studiu, autorii au ajuns la concluzia — în opoziție cu majoritatea rezultatelor publicate pînă acum — că, în cazul unor depuneri electrolitice de Ni-Fe cu tensiuni interne reduse, se obțin *creșteri ale rezistenței la oboseală* de 7—12 %, în raport cu rezistența la oboseală a materialului de bază neacoperit galvanic [22]. În acest sens acționează numai depunerile cu un conținut pînă la maximum 10 % Fe în aliajul Ni-Fe [23]. S-a mai constatat că

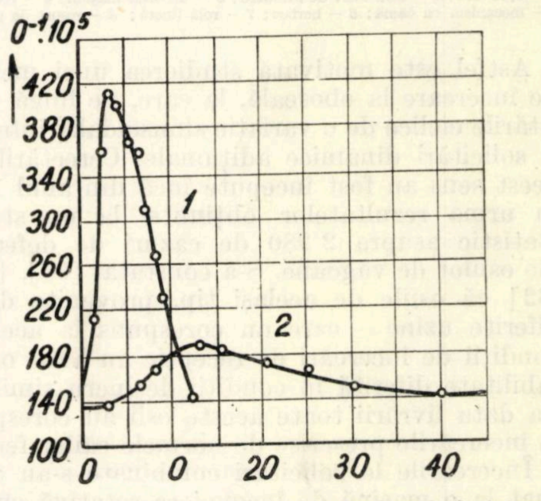


Fig. 12. Dependența frecării interne în funcție de intensitatea cîmpului magnetic alternativ longitudinal:
1 – acoperire cu un strat de Ni–Fe; *2* – acoperire cu un strat de Ni.

grosimea stratului depus nu are vreo influență asupra rezistenței la oboseală [24]. Tratamentul termic după galvanizare nu este favorabil la toate acoperirile. La aliajul 80% Ni și 20%Fe, spre exemplu, rezistența la oboseală s-a micșorat simțitor în urma unui tratament de o oră într-o baie de ulei, la 200°C. Trebuie specificat că aceste cercetări s-au întreprins pe oțeluri nealiate.

IV. *Rezistența la oboseală* σ_{-1}, *la șocuri adiționale*

La unele organe de mașini apar în timpul funcționării pe lîngă solicitările ciclice, și solicitări dinamice adiționale. Acestea din urmă pot proveni de la încercarea mașinii, de la jocurile pieselor în mișcare etc. Astfel de piese supuse la solicitări dinamice adiționale sînt osiile de vehicule de cale ferată, care, pe lîngă solicitare ciclică de încovoiere produsă de greutatea vehiculului, mai sînt supuse la șocuri la trecerile peste joante.

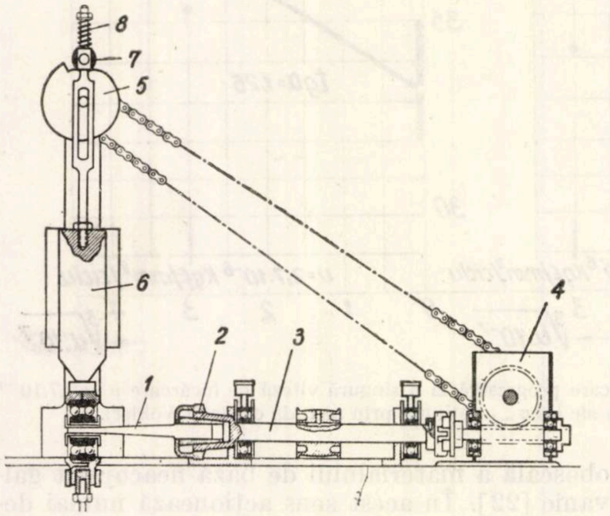


Fig. 13. Mașina de încercare la oboseală la solicitări ciclice cu șocuri adiționale:
1 — epruvetă; *2* — dispozitiv de prindere; *3* — arborele mașinii; *4* — reductor; *5* — mecanism cu camă; *6* — berbec; *7* — rolă liberă; *8* — resort de presare.

Astfel este motivată studierea unei metode de încercare la oboseală, la care, pe lîngă solicitările ciclice de o variație sinusoidală, intervin și solicitări dinamice adiționale. Cercetările în acest sens au fost începute încă din anul 1934 în urma rezultatelor obținute la un studiu statistic asupra 2 280 de cazuri de defectări ale osiilor de vagoane. S-a constatat [25], [26], [32] că osiile de același tip, provenite de la diferite uzine — care au corespuns la aceleași condiții de încercări de recepție au avut o durabilitate diferită în condiții de lucru similare. La data livrării toate aceste osii au corespuns la încercările prescrise de normele căilor ferate.

Încercările la solicitări combinate s-au efectuat la o mașină de încovoiere rotativă cu încărcare directă completată cu un mecanism pentru producerea șocurilor adiționale. Mecanismul permite varierea energiei șocurilor și a raportului dintre frecvența șocurilor și a solicitărilor ciclice (fig.13).

Primele încercări efectuate pe epruvete prelevate din trei osii de vagoane de oțel carbon, mangan și crom-molibden au arătat că *deosebirile de durabilitate*, stabilite la încercări de laborator, *se evidențiază mai bine* prin încercarea la solicitări combinate după noua metodă decît prin încercarea la solicitări ciclice simple [27].

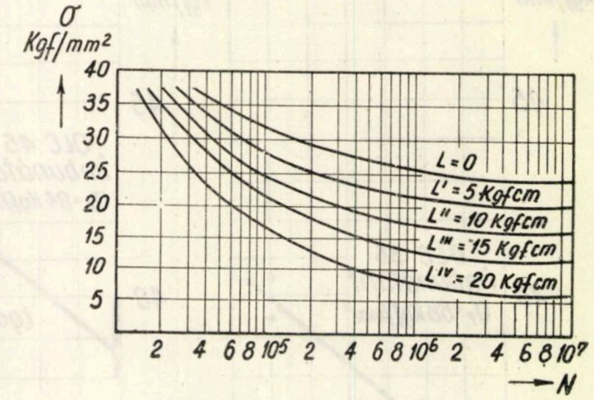


Fig. 14. Influența energiei șocului asupra curbei de oboseală, la un oțel nealiat cu σ_r = 48 kgf/mm².

Încercînd un oțel la solicitări diferite, peste care s-au suprapus șocuri de energie constantă, s-au construit curbele de durabilitate pentru solicitarea combinată, corespunzînd fiecare unei energii date a șocurilor. Rezistența la oboseală la solicitări combinate $(\sigma_{-1})_L$, determinată cu ajutorul acestor curbe este cu atît mai mică, cu cît energia șocurilor este mai mare (fig.14). Se poate reprezenta variația *coeficientului de reducere* $R = (\sigma_{-1})_L/\sigma_{-1}$ în funcție de energia șocurilor (fig.15), [28], [29].

Menținînd constantă amplitudinea ciclului de solicitări ($\sigma_{am} = \sigma_{-1}$) și variind energia șocurilor s-a obținut o curbă de durabilitate care permite determinarea energiei șocurilor adițio-

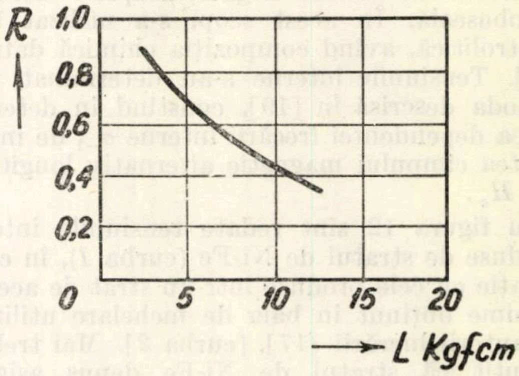


Fig. 15. Variația coeficientului de reducere a rezistenței la oboseală în funcție de energia șocului la un oțel nealiat cu σ_r = 48 kgf/mm².

nale ce consumă rezerva de rezistenţă ($\sigma_{-1} - \sigma_a$) a oţelului supus la solicitarea ciclică respectivă (fig.16).

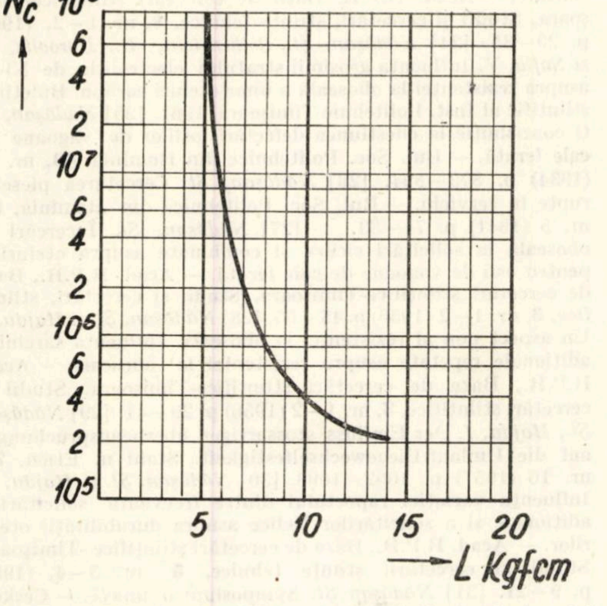


Fig. 16. Curbă de durabilitate exprimînd energia şocului suprapus peste o solicitare ciclică de amplitudine constantă $\sigma = 2{,}1$ kgf/mm² în funcţie de numărul de cicluri pînă la ruperea epruvetei, la un oţel nealiat cu $\sigma_r = 61$ kgf/mm².

La încercările menţionate, raportul dintre frecvenţa solicitărilor dinamice adiţionale şi aceea a solicitărilor ciclice s-a menţinut constant $\left(D = \frac{fd}{fc} = \frac{1}{18}\right)$, corespunzînd aproximativ cu cel ce survine la trecerea peste joante a roţilor în cazul şinelor de 30 m lungime.

Pentru a studia influenţa raportului D al frecvenţelor, s-au ridicat curbe similare cu cea din figura 14 pentru diferite rapoarte D_1 [30]. Durabilitatea poate fi definită fie prin numărul N_c al ciclurilor de solicitare simetrică pînă la rupere, fie prin numărul N_d al şocurilor pînă la rupere (fig.17).

Din rezultatele obţinute s-a putut conchide că, pentru şocuri adiţionale de energie mică, creşterea raportului D măreşte durabilitatea, pe cînd pentru şocuri de energie mare, creşterea raportului D micşorează durabilitatea.

Tensiunile reale produse de solicitările ciclice şi de şocurile adiţionale au fost determinate pe epruveta în mişcare de rotaţie prin măsuri electrotensometrice.

*

În cele precedente s-au schiţat pe scurt unele cercetări în domeniul studiului obosirii oţelurilor, efectuate în laboratoarele Centrului de cercetări tehnice al Academiei R.P.R. şi ale Institutului politehnic din Timişoara.

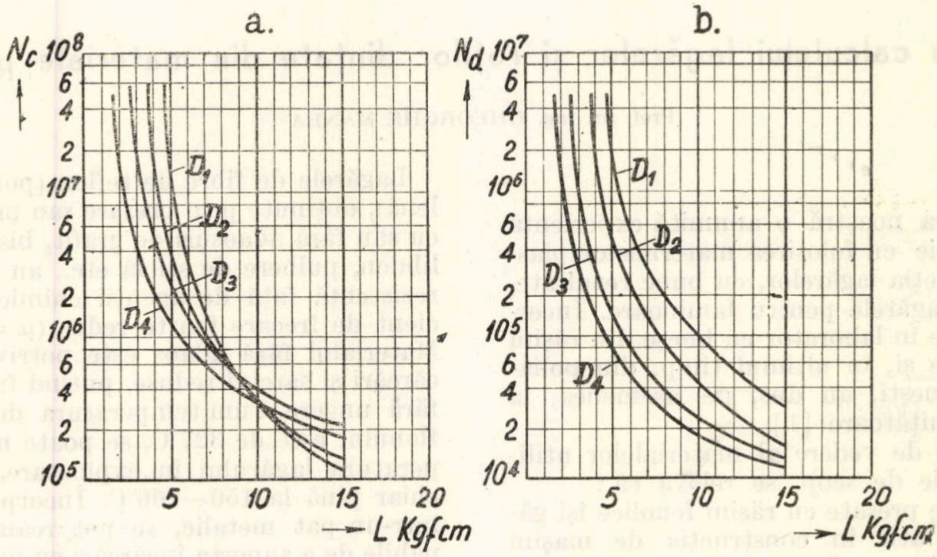

a.
b.

Fig. 17. Influenţa raportului D al frecvenţelor asupra curbelor de durabilitate construite pentru solicitare ciclică constantă şi şocuri de energie variabilă la un oţel nealiat cu $\sigma_r = 58$ kgf/mm²:

a — în funcţie de numărul ciclurilor de solicitări pînă la rupere; b — în funcţie de numărul şocurilor adiţionale pînă la rupere; $D_1 = 1/4$; $D_2 = 1/8$; $D_3 = 1/18$ — şocuri pulsatoare; $D_4 = 1/17{,}5$ — şocuri alternante.

---

[1] *Krist T.* Werkstoffprüfung. — Fachbuchverlag, GmbH Leipzig, 1950. [2] *Kimmelmann, D. N.* Rasciot detalei maşin na procinosti pri peremennîh napriajenia. Moscova, Gosud. N. T. Izd. Maş. Lit., 1950. [3] *Wortting, A. Geffner, J.* Prelucrarea datelor experimentale Bucureşti, Ed. tehnică, 1959. [4] *Gatto, F.* Sur les méthodes d'analyse statistique des résultats des essais de fatigue effectués sur les materiaux de l'aéronautique. — Métaux Corrosion Industries, **32**, nr. 337 (1957), p. 18—37. [5] *Nădăşan, St. Bernath, Al. Ioviţiu, E.* Studiul comportării la oboseală a oţelurilor carbon de calitate fabricate în R.P.R. Partea I. — Oţelurile în stare normalizată. — Acad. R.P.R., Baza de cercetări ştiinţifice — Timişoara, Studii şi cercetări, ştiinţe tehnice, **7**, nr. 1—2, (1960) p. 7—26. [6] *Nădăşan, St. Bernath, Al. Ioviţiu, E. Safta, V.* Studiul comportării la oboseală a oţelurilor carbon de calitate fabricate în R.P.R. — Partea II-a. Oţelurile în stare îmbunătăţită. — Acad. R.P.R., Baza de cercetări ştiinţifice — Timişoara, Studii şi cercetări, ştiinţe tehnice, **8**, nr. 3—4, (1961) p. 247—265. [7] *Prot, M.* Une nouvelle technique d'essai des materiaux. L'essai de

fatigue sous charge progressive. — Rev. Métallurgie **45**, nr. 13, (1948) p. 481. [8] *Locatti, L.* Le prove di fatica come ausilio alla progettazione ed alla produzione. — Metallurgia Italiana, **47**, nr. 9 (1955). [9] *Weibull, W.* Statistical representation of fatigue failures in solids. — Kungl. Tekn. Hogsk. Handligan, nr. 27, (1949). [10] *Oding, I. A.* K dislokaţionnoi teorii ustalasti metallov. In : Dokl. Ak. Nauk S.S.S.R., t. 105, nr. 6, 1955, p. 1238—1240.

[11] *Henry, D. L.* Prediction of endurance limits using liniarly increasing loads — Raport nepublicat, martie 1951. [12] *Corten, H. T. Dimoff, T. Dolan, T. J.* An appraissal of the Prot. method of fatigue testing. — Proceedings ASTM, **54**, (1954) p. 875—902. [13] *Davin, M.* Etude theorique de la variation des contraintes de rupture par fatigue et de leur dispersion en fonction de la vitesse d'acroissement de charge dans la methode de Prot. — Rev. Gen. Mecanique, **37**, ian. (1953) p. 49—54. [14] *Hijab, W. A.* Statistical appraisal of the Prot methode for determination of fatigue endurance limit. Journ. of Applied Mechanics, **24**, nr. 2, (1957) p. 214—218. [15] *Wiegand, H. Scheinost, R.* Dauerfestigkeit hartverchromter Teile. Zeitschrift VDI, **83**, nr. 21 (1959). [16] *Wiegand, H.* Metalloberfläche, (1958) p. 65—68. [17] *Williams, C. Hammond, R. A.F.* The change of fatigue limit on cromium or nickel plating with particular reference to the strength of the steel base. Trans. Inst. Met. Finishing **34**, (1957) p. 317—349. [18] *Wolf, I. W. Mc. Convelly, V. P.* Techn. Proc. Amer. Electroplaters. Soc. (1956) p. 215—218. [19] *Rotenstein, B. F.* Opredelenie vnutrennîh napriajennîi v feromagnitnîh sloiah. In : Zavodskaia laboratoria **25**, nr. 11. 1959, p. 1323—1330. [20] *Kaoru Aotani.* Journal Electrochem. Soc. Japan **20** (1952) p. 88—91. [21] *Wolf, I. W.* Techn. Proc. 44—th Annual Convention Amer. Electroplaters Soc. New-York Amer. Electroplaters (Soc. 1957) p. 121—123.

[22] *Nădăşan, St., Rothenstein, B., Horovitz, B.* şi *Safta, V.* Mărirea rezistenţei la oboseală prin acoperiri electrolitice cu un aliaj Ni-Fe. — Acad. R.P.R., Baza de cercetări ştiinţifice — Timişoara. Studii şi cercetări, ştiinţe tehnice, **8**, nr. 3—4 (1961) p. 267—270. [23] *Nădăşan Şt., Horovitz, B., Rothenstein, B., Safta, V.* şi *Golea, A.* Influenţa compoziţiei stratului de Ni-Fe asupra rezistenţei la oboseală a unui oţel carbon de calitate. — Acad. R.P.R. Baza de cercetări ştiinţifice-Timişoara, Studii şi cercetări, ştiinţe tehnice, **9**, nr. 1—2, (1962) p. 29—35. [24] *Nădăşan, Şt., Rothenstein, B., Horovitz, B.* zi *Safta, V.* Influenţa grosimii stratului electrolitic de Ni-Fe asupra rezistenţei la oboseală a unor oţeluri carbon. Buletinul ştiinţific al Inst. Politehnic Timişoara, 1961. [25] *Nădăşan, Şt.* O contribuţie la chestiunea defectării osiilor de vagoane de cale ferată. — Bul. Soc. Politehnice din Romînia, **48**, nr. 11 (1934) p. 873—894. [26] *Nădăşan, Şt.* Cercetarea pieselor rupte în serviciu. — Bul. Soc. Politehnice din Romînia, **55**, nr. 5 (1941) p. 74—83. [27] *Nădăşan, Şt.* Încercări la oboseală la solicitări ciclice şi combinate asupra oţelurilor pentru osii de vagoane de cale ferată. — Acad. R.P.R., Baza de cercetări ştiinţifice-Timişoara, Studii şi cercetări, ştiinţifice, **3**, nr. 1—2 (1956) p. 43—55. [28] *Nădăşan, Şt.* şi *Hajdu, I.* Un aspect nou al rezistenţei la oboseală. Influenţa sarcinilor adiţionale repetate asupra rezistenţei la oboseală. — Acad. R.P.R., Baza de cercetări ştiinţifice-Timişoara, Studii şi cercetări ştiinţifice, **3**, nr. 1—2 (1956) p. 29—41. [29] *Nădăşan, Şt., Hajdu, I.* Der Einfluss stossartiger überbeanspruchungen auf die Umlauf-Biegewechselfestigkeit. Stahl u. Eisen, **77**, nr. 16 (1957) p. 1092—1093. [30] *Nădăşan, Şt.* şi *Hajdu, I.* Influenţa variaţiei raportului dintre frecvenţa solicitărilor adiţionale şi a solicitărilor ciclice asupra durabilităţii oţelurilor. — Acad. R.P.R., Baza de cercetări ştiinţifice -Timişoara, Studii şi cercetări, ştiinţe ţehnice, **5**, nr. 3—4, (1958) p. 9—21. [31] *Nădăşan Şt.* Symposium o unavě. — Ceskoslovenska vedeckotechnickà spolecnost, Praha, 8—10 IX 1960. Cartea Symposionului pag. 321/323 [32]. *Nădăşan Şt.* Ibidem, pag. 216/236.

CZ 621.81.678

Asupra calculului lagărelor și roților dințate din materiale plastice

Prof. dr. ing. GHEORGHE MANEA

Lagăre

Există în ţara noastră o anumită experienţă în producţie cu folosirea materialelor plastice în construcţia lagărelor, cu bune rezultate, în special la lagărele pentru laminoare. Încercările efectuate în laborator cu bucşe din răşini furfurolfenolice şi, în ultimul timp, din poliamidă de Săvineşti, au dus, de asemenea, la concluzii promiţătoare [1].

Din punctul de vedere al materialelor utilizate, în funcţie de scop, se relevă că :

Stratificatele presate cu răşini fenolice îşi găsesc aplicaţie atît în construcţia de maşini uşoare, cît şi în cea de maşini grele, rezistînd bine la uzură, ca şi la încărcări. La rulmenţi se execută colivii din materiale care fac parte din această categorie.

Pentru ungere se poate folosi chiar apa.

Poliamidele cîştigă în ultimul timp teren în vastul cîmp al construcţiei de maşini, adesea cu adaosurile corespunzătoare care diminuează unele din dezavantajele materialelor plastice.

În afara graniţelor ţării noastre, poliamidele şi-au găsit utilizarea la lagăre pentru maşinile textile, în construcţia autovehiculelor, chiar în construcţia locomotivelor etc.

Lagărele de fibre de teflon (politetrafluoretilenă), obţinute prin presare sau prin prelucrare, cu sau fără adaosuri de grafit, bisulfură de molibden, pulbere de sticlă etc., au o foarte mare rezistenţă faţă de agenţii chimici şi un coeficient de frecare foarte redus ($\mu = 0{,}04-0{,}05$). Materialul fără adaos este potrivit pentru încărcări şi sarcini reduse, putînd funcţiona chiar fără ungere. Cum temperatura de topire a teflonului este de 327°C, se poate merge cu temperatura lagărului în exploatare, fără pericol, chiar pînă la 150—200°C. Incorporînd teflonul într-un pat metalic, se pot realiza lagăre capabile de a suporta încărcări cu mult superioare celor admise pentru teflonul simplu, la care presiunea medie se limitează la 5 kgf/cm².

În prezent sînt în curs de experimentare lagăre executate din :

— Copolimerul acrilonitril — butadienă — stiren, de exemplu, pentru maşini de tăiat iarba. Acestea pot funcţiona cu ungere cu ulei, cu unsoare consistentă sau fără ungere.

— Răşină acetalică, pentru aparate mici, ca şi pentru vagonete de transport. Materialul este caracterizat printr-o bună rezistenţă mecanică şi un fluaj redus la temperatura camerei. Totodată posedă un coeficient de frecare redus.

— Policarbonați, care se experimentează atît pentru lagăre cu alunecare, cît și pentru lagăre cu rostogolire.

Bogata experiență cu lagăre confecționate din fenoplaste oferă un număr mare de rezultate care se pretează la interpretări de natură statistică, constituind baze suficient de sigure pentru delimitarea domeniilor și condițiilor de folosință. Mai mult, asemenea materiale sînt de mult tipizate în numeroase țări prin acțiunea organelor de standardizare.

Pentru celelalte materiale, situația este mai puțin avansată, concluziile asupra limitelor de folosire a lor fiind foarte divergente.

În paralel cu rezultate excelente, au fost constatate și performanțe mai bune. Din acest motiv se poate afirma că nici calculul acestor lagăre nu se poate baza încă pe valori limită bine determinate, înseși aceste valori variind mult de la un autor la altul.

Se aplică mult calculul rezultat din teoria elementară care ia drept criteriu de dimensionare presiunea specifică p_m în kgf/cm² și produsul $p_m\,v$ în $\frac{\text{kgm}}{\text{cm}^2\,\text{s}}$.

Recent, există indicații de folosire a teoriei hidrodinamice — pentru cazul ungerii fluide.

Foarte importantă este însă temperatura atinsă în exploatare care, după cum s-a văzut, influențează sensibil calitățile materialelor plastice.

În cazul fenoplastelor există, pentru presiunea medie p_m și pentru produsul $p_m v$, valori verificate pe baze statistice. Figura 1 conține curbele $p_m\,v=10$ și $p_m\,v=20\ \frac{\text{kgm}}{\text{cm}^2\,\text{s}}$, cu indicarea zonelor valabile pentru fenoplastele tip 71 și 74, curbe care au la bază valori verificate practic [2].

Pentru lagăre de macarale și mașini de ridicat, utilaj minier etc., în cazul vitezelor foarte reduse, se poate ajunge chiar la presiuni de $p_m =$ $= 130-150$ kgf/cm² (zona *A*). Ungerea cu unsoare consistentă sau cu ulei prin picurare este suficientă. În zona *B* pot intra lagăre pentru mașini agricole. Presiunile medii admisibile scad, iar cerințele referitoare la ungere cresc. În zona *C* au fost încadrate cazuri importante, de exemplu lagărele pentru tramvaie.

Vitezele mai mari din zonele *D* și *E* impun ungerea sub presiune sau, în unele cazuri, ungerea cu apă.

Constatările practice au arătat că în zona *F* se plasează cazuri puține, care trebuie să fie considerate mai atent, calculul elementar nemaifiind suficient.

Față de aceste valori prudente, în laborator, pe standuri speciale de lagăre, cu arbori prelucrați cu îngrijire și cu ungere cu ulei sub presiune, s-au realizat valori medii pentru p_m de ordinul :

Material	$v = 1{,}3$	5 m/s
tip 71 și 74	$p_m = 80$	40 kgf/cm²
tip textolit	200—250	120—160 kgf/cm²

În U.R.S.S. s-a ajuns, de asemenea, la constatări divergente. Astfel, lagărele de textolit ale unui laminor de sîrmă al fabricii „Petroskovo” din Dniepropetrovsk s-au deteriorat datorită faptului că, la temperatura de 150—160°C, stratul superior a început să se carbonizeze, iar rezistența la uzură a scăzut brusc. În aceleași condiții de viteză și de presiune, unii cuzineți din textolit au prezentat stabilitate termică 60—80 schimburi, alții numai 15—20 schimburi.

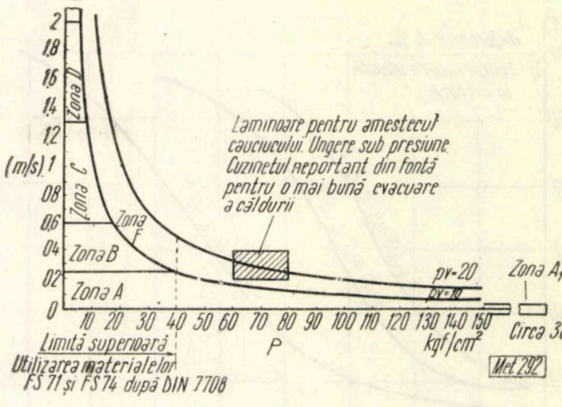


Fig. 1.

Pentru poliamide și rășini epoxidice, în stadiul actual nu există încă suficiente date experimentale și valori practice, iar rezultatele cunoscute sînt și mai divergente. În laborator, în funcție de viteză, au fost obținute, de unii cercetători, valori ca acelea care urmează :

Material	$v = 1{,}3$	5 m/s
poliamidă	60	40 kgf/cm²
rășină epoxidică fără umplutură	150	100 kgf/cm²

Literatura de specialitate conține indicații de presiuni medii $p_m = 50-200$ kgf/cm². Pentru poliamidele tip capron nu este totuși recomandabil să se depășească limita de 100 kgf/cm², deoarece bucșele capătă deformații remanente.

Foarte bine s-au comportat bucșele subțiri, de 2—3 mm, presate pe fus sau în corpul lagărului, ca și straturile subțiri aplicate pe unul sau altul din aceste organe de mașini. În asemenea condiții s-a ajuns la $p_m=300$ kgf/cm² și $v = 2$ m/s.

În orice caz, valorile $p_m v$ trebuie să fie privite cu prudență ; divergența mare a lor provine și din faptul că valoarea produsului $p_m v$ este diferită după condițiile de experimentare (datele geometrice ale bucșei, jocul relativ, presiunea de alimentare, debitul și temperatura uleiului), care nu sînt complet indicate întotdeauna.

Rezultatele unor prime încercări efectuate cu bucşe de poliamidă indigenă au scos în evidenţă următoarele constatări (fig.2,3):

a) Existenţa unei anumite zone de creştere rapidă a temperaturii în funcţie de încărcare, panta curbei şi poziţia ei variind cu viteza*.

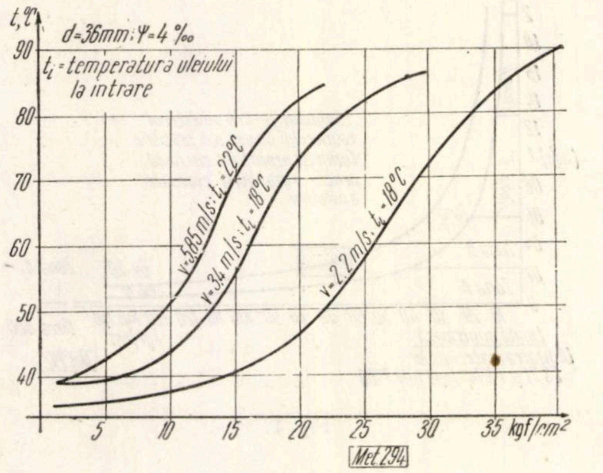


Fig. 2.

b) Valori bune pentru produsul $p_m v$, ajungînd la circa 90 $\frac{\text{kgm}}{\text{cm}^2\,\text{s}}$, comparabile cu cele străine.

c) La fiecare încărcare nouă, apariţia unui vîrf de încălzire, după care intervine treptat stabilizarea temperaturii, fenomen probabil condiţionat de comportarea microstructurii de suprafaţă, de variaţia coeficientului de frecare şi de proprietăţile mecanice ale materialului.

La materialele plastice, procesul rodajului este mai puţin legat de uzură, în principal fiind bazat pe deformaţia permanentă a asperităţilor. După rodaj, în special la lagărele mixte, nu mai sînt de aşteptat asemenea vîrfuri.

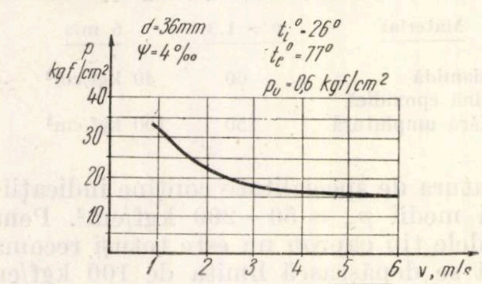


Fig. 3.

Calculul cu ajutorul teoriei hidrodinamice este bine cunoscut şi a devenit o regulă pentru lagărele metalice importante, astfel încît nu se mai dau aici detalii [3], [4].

Deosebit de interesantă este cunoaşterea punctului critic de trecere de la ungerea, respectiv frecarea fluidă la cea semifluidă.

În general, se verifică, în acest scop, grosimea minimă h_0 a stratului de lubrifiant, care se compară cu grosimea minimă admisibilă h_a; la rîndul ei, aceasta din urmă se determină cu luarea în considerare a înălţimii asperităţilor de suprafaţă, a preciziei formei, a deformaţiilor posibile etc. Există în literatura de specialitate multiple indicaţii în acest sens [5].

Considerînd h_0 cunoscut, un criteriu uşor accesibil este acela al determinării vitezei de rotaţie n_{cr} la care se face trecerea la regim semifluid pentru o sarcină dată, ştiut fiind că viteza relativă suficientă dintre fus şi cuzinet este unul dintre parametrii importanţi pentru menţinerea ungerii fluide. Invers, considerînd turaţia constantă, se poate găsi sarcina critică P_{cr}.

Nu se poate vorbi de o anumită valoare a coeficientului de portanţă C_p care să caracterizeze trecerea de la regimul fluid la cel mixt; valoarea minimă din curbele lui Stribeck nu corespunde unei singure valori C_p. Din acest motiv, în relaţiile de cercetare a punctului critic trebuie să fie cuprinsă grosimea minimă admisibilă h_a, precizia geometrică şi deformaţiile arborelui putînd fi stăpînite prin dimensionare şi toleranţe corespunzătoare.

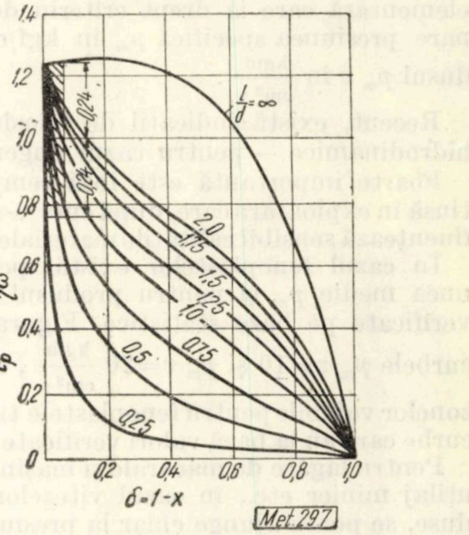


Fig. 4.

Reprezentînd funcţia $\frac{1}{C_p}\,\delta = f\,(\delta)$, se obţine familia de curbe din figura 4.

Kochanowsky a dovedit că, pentru toate rapoartele $\frac{l}{d}$ cînd $\delta \to 0$, funcţia $\frac{1}{C_p}\,\delta \to 1{,}224$.

Valoarea $\delta = \frac{h_0}{R-r} = 0$, adică $h_0 = 0$, nu este posibilă, deoarece aceasta ar însemna suprafeţe perfect netede. Deci, realitatea limitează grosimea minimă a peliculei la valoarea $h_0 \to h_a$, care se găseşte în apropierea punctului $\delta \to 0$. Aşa cum rezultă din figura 4, în această zonă funcţia $\frac{1}{C_p}\,\delta$ tinde către valori cuprinse între

---

* Încercările mai recente au dovedit că alura curbelor de temperatură, influenţată de calitatea materialului, poate fi diferită de cea din figura 2.

$1 \pm 0{,}24$. Deci, pentru apreciere, la limita critică $h_0 = h_a$ se poate lua valoarea medie :

$$\left(\frac{1}{C_p}\,\delta\right)_{cr} = \left[\frac{p_m \Psi^2}{\eta\omega}\cdot\frac{h_a}{(R-r)}\right]_{cr} = \left(\frac{p_m \Psi h_a}{\eta v}\right)_{cr} \approx 1. \quad (1)$$

În această relaţie se introduce presiunea medie p_m în kgf/cm², h_a în μm viscozitatea dinamică η în $\frac{\text{kgs}}{\text{m}^2}$, viteza periferică a fusului $v = r\omega$, în m/s.

Dat fiind că $\Psi \cdot h_a$ variază puţin în comparaţie cu ceilalţi factori, după înlocuiri corespunzătoare se ajunge la relaţia :

$$\left[\frac{P}{\eta\,\dfrac{\pi\, d^2\, l}{60}\,n}\right]_{cr} = \left(\frac{15\,P}{\eta\, V n}\right)_{cr} \approx \frac{1}{\Psi\, h_a} = C_{cr} \qquad (2)$$

în care $v = \frac{\pi d^2}{4}\, l$ este volumul fusului din lagăr [5], [6].

S-a dovedit justificată valoarea $C_{cr} \cong 1$, astfel încît relaţia (2) permite, după caz, determinarea sarcinii P_{cr} sau a turaţiei n_{cr}.

Apreciem că familiile de curbe de portanţă, de debit şi de încălzire folosite pentru calculul pe baza teoriei hidrodinamice, ca şi relaţiile indicate mai sus, valabile pentru lagărele metalice, sînt numai apropiat valabile în cazul cuzineţilor de materiale plastice, deoarece :

a) Procesele din stratul adsorbit sînt diferite de cele ale metalelor, structura materialelor macromoleculare fiind diferită de structura metalelor. Aceasta explică, în oarecare măsură, şi buna comportare a materialelor plastice la uzură. Moleculele în lanţ şi în reţele ale materialelor plastice opun o rezistenţă sporită la desprinderea particulelor. Eforturilor de desprindere a peliculei de lubrifiant se opune oarecum o „arcuire elastică" a lanţului de molecule.

b) Modulul de elasticitate foarte redus al materialelor plastice permite deformaţii sub sarcină sensibil mai mari decît în cazul metalelor; este deci de presupus o modificare a repartiţiei presiunilor şi a poziţiei fusului în lagăr.

c) Coeficientul ridicat de dilataţie, datorită căldurii, ca şi tendinţa de umflare, datorită absorbţiei de umiditate sau de ulei, modifică sensibil jocul. În consecinţă, jocul relativ real din timpul funcţionării trebuie să fie corectat în mod corespunzător faţă de cel teoretic.

Umflarea nu depinde numai de material, ci şi de lubrifiant, cauză care împiedică indicarea unui coeficient de umflare ca o constantă a materialului. În plus, trebuie luată în considerare şi influenţa timpului, deoarece umflarea tinde spre o limită numai după o durată îndelungată, efectul ei suprapunîndu-se peste cel al uzurii.

d) Cum este binecunoscut, natura cuplului de material fus-cuzinet influenţează şi debitul de lubrifiant. Conjugînd acest fapt cu conductivitatea termică mult redusă a materialelor plastice, regimul termic suferă modificări faţă de lagărele metalice. Însuşi fluxul de căldură spre exterior este diferit; datorită efectului izolant al cuzinetului de material, cuantumul de căldură care trece prin corpul lagărului este mult redus.

e) În orice caz, factorul important fiind încălzirea, sînt de studiat deformaţiile rezultate sub acţiunea căldurii suprapuse peste efectul solicitărilor mecanice.

f) Problema variaţiei coeficientului de frecare al materialelor plastice în funcţie de uzură este abia schiţată, astfel încît este necesar un studiu sistematic şi în această direcţie.

În privinţa jocului relativ, Zemliakov [7] recomandă următoarele valori pentru lagăre de poliamide :

diametrul fusului, mm	50–60	60–80	80–100	100–140	140–170	170–200
jocul relativ, ‰	5,0–4,0	3,8	3,6	3,2	3,0	2,8

Aceste recomandări, valabile pentru ungerea cu ulei, sînt în concordanţă şi cu experienţele noastre. Încercările cu o bucşă de poliamidă, cu diametrul interior de 36 mm şi un joc relativ de 2,9%, n-au dat rezultat. Dimpotrivă, cu jocul relativ de 4 ‰ s-au obţinut rezultate mulţumitoare.

La ungerea cu emulsie sau cu apă se recomandă jocuri mai mari.

Lagărele mixte, cu grosimea redusă a stratului de material plastic, asigurînd o mai bună evacuare a căldurii, permit micşorarea jocului relativ chiar pînă la 2 ‰, deci pînă la ordinul de mărime folosit la lagărele metalice.

Dacă Ψ este jocul relativ considerat ca asigurînd ungerea fluidă în timpul funcţionării, la temperatura de regim, jocul la montaj trebuie să fie mărit cu o cantitate care să considere cel puţin dilatarea reală a cuzinetului. Notînd cu s grosimea bucşei şi cu α coeficientul de dilataţie liniară, jocul recomandat la montaj devine :

$$\Psi_{t_0} = \Psi + 2\alpha s(t - t_0), \qquad (3)$$

în care :

t este temperatura filmului în starea de regim şi t_0 — temperatura mediului ambiant.

Dilataţia nu se face liber, fiind influenţată de însăşi construcţia şi materialul lagărului în sine. Devine deci necesară introducerea unui factor de corecţie a cărui valoare este stabilită practic în cazul cuzineţilor metalici, nu însă şi pentru materialele plastice.

Pentru calculul temperaturii este nevoie să se ia în considerare faptul că bucșa de material plastic — afară de cazul cînd este foarte subțire — împiedică sensibil transmiterea căldurii spre corpul lagărului. Practic, se poate presupune deci că evacuarea căldurii are loc în principal prin arbore și prin transportul realizat de lubrifiant. Ca urmare, după atingerea temperaturii de regim, echilibrul termic al lagărului se exprimă prin relația :

$$\mu P v A = 0{,}5\,\pi d L_a\,\lambda'\,(t-t_0) + c_0 q_z\,\gamma_e\,(t_e-t_i) \quad (4)$$

în care :

$A = \frac{1}{427}$ este echivalent caloric, $\frac{\text{kcal}}{\text{cm} \cdot \text{kg}}$;

d — diametrul arborelui, cm ;

l — lungimea cuzinetului, cm ;

L_a — lungimea porțiunii de arbore în care se poate considera că repartizarea căldurii este uniformă și a cărei suprafață cedează căldura mediului ambiant ; după recomandări se poate admite $L_a \cong (3 \ldots 4)\ d$;

λ' — coeficientul de transmitere a căldurii de la arborele metalic la mediul înconjurător ; se poate lua $\lambda' \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2\,\text{s}\,°\text{C}} = \frac{\lambda}{3\,600}$,

în care :

$$\lambda = 8 \ldots 12\ \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2\ \text{h}\,°\text{C}} ;$$

c_0 — căldura specifică a lubrifiantului, $\frac{\text{kcal}}{\text{kg}\ °\text{C}}$,

$c_0 = (0{,}42 + 0{,}001\ t)$ pentru ulei mineral ;

q_z — debitul de lubrifiant, cm^3/s ;

γ_e — greutatea specifică a lubrifiantului, kg/cm^3 ;

t_i — temperatura de intrare a lubrifiantului, °C ;

t_e — temperatura de ieșire a lubrifiantului, °C ;

t_0 — temperatura mediului ambiant, °C ;

v — viteza periferică a fusului, cm/s ;

P — sarcina activă, kgf $P = p_m\ d \cdot l$.

După transformări corespunzătoare și aproximînd $t_e \approx t$ (t=temperatura medie a filmului) se ajunge la :

$$\theta = \frac{\mu v}{\dot{q}_z} = \frac{427}{p_m}\left\{\left[\frac{0{,}5\,\pi\lambda'}{\dot{q}_z}\left(\frac{L_a}{l}\right) + c_0\gamma_e\right](t-t_1) + \right.$$

$$\left. + 0{,}5\,\pi\lambda'\left(\frac{L_a}{l}\right)\frac{t_1-t_0}{\dot{q}_z}\right\} = \frac{427}{p_m}\left\{\left[\frac{K}{\dot{q}_z}\left(\frac{L_a}{l}\right) + \right.\right.$$

$$\left.\left. + c_0\gamma_e\right](t-t_1) + K\left(\frac{L_a}{l}\right)\frac{t_1-t_0}{\dot{q}_z}\right\}, \quad (5)$$

în care

$$\dot{q}_z = \frac{q_z}{d \cdot l} \text{ și } K = 0{,}5\,\pi\lambda'.$$

Cînd lagărul funcționează fără răcire cu ulei sau apă, termenul al doilea din paranteză dispare. Dimpotrivă, dacă se face o răcire activă prin lubrifiant, se poate neglija primul termen.

Avînd valoarea θ astfel dedusă — în ipoteza că pentru lagărele de materiale plastice curbele stabilite pentru lagărele metalice își păstrează valabilitatea — relația (5) permite calculul temperaturii t, pentru temperaturile t_0 și t_1 cunoscute sau luate de proiectant.

Pentru $L_a = 4{,}5\ d$ și domeniul mediu $\frac{l}{d} = 0{,}8 \ldots$ $\ldots 1{,}2$ rezultă $\frac{L_a}{l} = 4{,}4 \ldots 2{,}9$.

Modul diferit de evacuare a căldurii față de lagărele cu cuzineți metalici schimbă desigur și repartiția temperaturii în masa de fluid. Cercetări de laborator urmează să dea indicații mai precise asupra cîmpului de temperatură.

Relația (4) permite și un calcul aproximativ al temperaturii de regim, fără ajutorul curbelor θ, dacă se fac înlocuirile $t_e \approx t$ și $\mu = 3{,}6\ \sqrt{\frac{\eta\,\omega}{p_m}}$,

în care η este viscozitatea uleiului la temperatura ipotetică t.

Condițiile transportului căldurii, specifice cuzineților de materiale plastice, impun la viteze mari, în cazul ungerii și răcirii cu ulei, alegerea unui ulei cu viscozitate mai mică decît cea uzuală.

Roți dințate

Materialele plastice sînt potrivite pentru construcția roților dințate datorită proprietăților lor deosebite, în primul rînd aceea de a absorbi vibrațiile, ceea ce duce la reducerea zgomotului și la prelungirea duratei vieții mașinilor. Este deci o problemă de economie de prim ordin.

Dintre variatele materiale sintetice care pot fi folosite pentru roțile dințate, cele mai răspîndite sînt stratificatele textile, stratificatele lemnoase și poliamidele. Profilul folosit pentru dantura acestor roți este cel în evolventă, cînd este necesar chiar cu aplicarea unei corectări corespunzătoare, spre a se asigura o îmbunătățire a calităților angrenării.

În componența *stratificatelor textile dure* intră țesături de bumbac brute, fine și foarte fine. Pentru roțile dințate cu module mici, pînă la $m = 1{,}5$ mm, sînt recomandabile fibrele fine și foarte fine, care permit înglobarea unui număr mai mare de fibre în dintele cu dimensiuni reduse, ceea ce contribuie la mărirea portanței.

Limita de temperatură admisă în exploatare este de 95°C în regim continuu, pînă la 125°C în mod tranzitoriu.

Întrucît direcția stratificației influențează calitățile danturii, principial aceasta trebuie să fie perpendiculară pe direcția axei roții.

Dacă lățimea roții depășește grosimea uzuală a plăcilor (de circa 150 mm), roata se poate executa din două jumătăți, strînse împreună prin înșurubare sau cu ajutorul unei bucșe.

Asemenea roți dințate pot fi prelucrate cu o precizie care se apropie foarte mult de cea a roților metalice.

Experiența de pînă acum și încercările de laborator efectuate cu roțile fabricate din stratificatele textile au dus la următoarele concluzii cu privire la comportarea lor la uzură [6]:

a) După atingerea unui stadiu de rodaj, uzura crește apropiat liniar cu timpul de funcționare.

b) Uzura crește după o lege exponențială atît cu încărcarea, cît și cu viteza.

c) Pentru ungere, la viteze periferice mici sînt recomandabile uleiurile vîscoase, iar pentru viteze periferice mari, cele subțiri. Asemenea roți pot funcționa și fără ungere, însă în acest caz uzura specifică crește de un multiplu de ori (pînă la 10 ori), scăzînd capacitatea portantă la $\frac{1}{3} \ldots \frac{1}{5}$.

d) La angrenarea roții de material plastic cu roata de metal, fonta este mai recomandabilă decît oțelul.

e) Rezistența la uzură depinde și de calitatea suprafeței flancului roții pereche. Din practică se cunoaște că dantura metalică arată o uzură mai mare decît cea confecționată din țesătura textilă cu care a angrenat.

Stratificatele lemnoase au dat rezultate superioare, absorbția de apă este însă mai mare decît cea a stratificatelor cu fibre textile. Ca urmare, acestea sînt recomandabile cînd mediul ambiant nu este umed și cînd condițiile de exploatare nu impun ungerea cu ulei subțire. Stratificatele lemnoase amortizează mai bine zgomotul decît cele textile.

În general, uzura crește cu modulul. Însă, la aceeași valoare absolută a uzurii, roțile dințate cu modul mic se uzează relativ mai repede decît cele cu modul mare.

Poliamidele au o rezistență la uzură superioară celei a celorlalte materiale plastice. Experiențele au arătat că uzura atinge un minimum dacă prin rodaj s-a îndepărtat un strat de 0,02 —0,05 mm, ceea ce se explică prin procesul specific de rodaj al poliamidelor arătat la lagăre.

La roțile dințate de poliamide nu este de temut pittingul care apare pe flancurile dinților roților metalice.

Dantura acestor roți asigură o repartiție mai uniformă pe lățimea dintelui, respectiv o mărire a suprafeței de contact; o mărire a gradului de acopereire, datorită elasticității mari a dinților; o sensibilitate mai redusă la șocuri. Portanța angrenajului crește; în același timp, condițiile asupra preciziei pot fi diminuate.

Dantura roților de poliamide poate fi realizată prin frezare, după cum, la dimensiuni corespunzătoare și număr suficient de bucăți, se poate injecta roata gata danturată.

Datorită avantajelor ce prezintă, roțile dințate din poliamide și-au găsit utilizarea atît în construcția mecanismelor fine — pentru mașini de birou, mașini de cusut, mașini textile — cît și în construcția de mașini mari — pentru vehicule, ascensoare, ecluze etc.

Structura cristalină a materialului asigură o calitate superioară.

Angrenajul rezultat din împerecherea a două roți de poliamidă nu poate fi întrecut de nici un alt angrenaj în ceea ce privește funcționarea liniștită.

Împerecherea roții dințate de poliamidă cu roată de oțel dă rezultate mai bune decît împerecherea cu roată de bronz sau de alamă. Pentru încărcări mari se recomandă ca dantura roții de oțel să fie călită și rectificată.

O soluție economică este execuția corpului roții din metal și aplicarea danturii de poliamidă prin injectare. O asemenea construcție facilitează și evacuarea căldurii în timpul funcționării.

Ungerea îmbunătățește calitățile de funcționare și durabilitatea și este strict necesară la viteze mari, cînd uleiul constituie agentul de eliminare a căldurii. La angrenajul cu ambele roți din poliamide și viteze reduse de funcționare se poate renunța la ungere.

Temperatura de funcționare se limitează la circa 90°C.

Experimental s-a dovedit că dantura roților din poliamide suportă o încărcare specifică la încovoiere mai mică decît cea a roților din stratificate textile și lemnoase.

Poliamida ar fi deci indicată pentru transmiterea de sarcini reduse, cu atît mai mult cu cît la încărcări mari se accentuează fluajul la rece.

Acest material și-a găsit o largă întrebuințare la executarea coroanelor roților melcate și elicoidale, caracterizate prin alunecări relative mari ale danturii, unde deci sînt folosite pe deplin proprietățile bune de alunecare ale poliamidelor. Turnarea coroanei este totuși o operație complicată.

Este de menționat folosirea, în ultimul timp, a *policarbonaților* în construcția roților dințate, material rezistent la medii agresive chiar la temperaturi ridicate.

Ca și în cazul lagărelor, calculul roților dințate confecționate din materiale plastice nu și-a găsit încă o formă definitivă. Metoda de calcul variază de la o țară la alta în prezent nu se poate dispune de valori sigure. Dacă angrenajele metalice, cu tot numărul mare de cercetări efectuate, oferă încă probleme, în domeniul roților dințate fabricate din materiale plastice cîmpul este complet deschis.

În general, se aplică relațiile folosite pentru roțile metalice, cel mai adesea simplificate, deoarece nu se cunosc valorile coeficienților de corecție, valabile pentru materialele plastice. Calculul se referă, în primul rînd, la rezistența dintelui la încovoiere. Metodele de calcul referitoare la presiunea de contact nu-și pot găsi aplicarea la materialele plastice în forma utilizabilă pentru roţile metalice, deoarece cunoaşterea modulului de rezistenţă E al materialelor plastice este pusă încă sub semnul întrebării, iar formulele teoriei elasticităţii, deduse pentru metale, nu ţin seamă de o serie de particularităţi ale materialelor plastice.

În cele ce urmează se redă cîte o metodă de calcul sovietică, germană şi americană, precum şi exemple care să marcheze diferenţa dintre ele.

După cum se ştie, în cazul roţilor metalice cu dantura dreaptă, la baza calculului dintelui la încovoiere stă relaţia :

$$P_t = \frac{\sigma_{max}}{c_f\, c_{din}\, \beta_k}\, c_\varepsilon\, lm = \sigma'\, lm \qquad (6)$$

în care :

P_t este forţa la periferia cercului de rostogolire, kgf ;

σ_{max} — efortul unitar maxim la baza dintelui, kgf/cm^2 ;

c_f — coeficientul de formă a dintelui ;

c_{din} — coeficientul de dinamicitate, pentru care există azi relaţii multiple care duc la valori foarte diferite ;

β_k — coeficientul de concentrare a eforturilor unitare la racordarea piciorului dintelui cu coroana ;

c_ε — coeficientul care ia în considerare gradul de acoperire ;

l — lăţimea dintelui, cm ;

m — modulul, cm ;

$$\sigma' = \frac{\sigma_{max}}{c_f\, c_{din}\, \beta_k}\, c_\varepsilon ,$$

mărimea modulului în mm fiind dată în expresia :

$$m = 10 \sqrt[3]{\frac{2 M_t}{\sigma' \Psi_0 z}} \qquad (7)$$

$\Psi_0 = \frac{l}{m}$ este raportul dintre lăţimea dintelui şi modul, iar z — numărul de dinţi.

Metodele sovietice aplică în general şi pentru angrenajele din materiale plastice aceeaşi formulă sau relaţii apropiate, simplificate în limitele cunoaşterii coeficienţilor respectivi, introducîndu-se în schimb alţi parametri determinaţi pentru comportarea acestor materiale.

Metodele germane au revenit la vechea formulă a lui Bach :

$$P_t = clp, \qquad (8)$$

punînd însă valoarea c — dedusă de fapt din rezistenţa admisă la încovoiere $c \cong \frac{1}{16}\sigma_{ai}$ — în dependenţă de viteza periferică v şi de numărul de dinţi ai roţii : $c = f(v,z)$. Prin p s-a notat pasul $p = \pi m$.

În S.U.A. este foarte răspîndită relaţia lui Lewis :

$$P_t = y\, \sigma_{ai}\, l\, p \qquad (9)$$

în care prin $y = f(z) = \frac{1}{\pi c_f}$ se înţelege factorul de formă. Pentru rezistenţa la încovoiere, Lewis dă valori tabelate, în funcţie de viteză, ceea ce reprezintă un mod de a introduce în calcul coeficientul dinamic.

Valorile pentru c, respectiv σ_{ai}, sînt deduse prin experienţe ; dar cum cercetările au fost efectuate în condiţii diferite, rezultatele sînt divergente. În orice caz, în situaţia actuală se foloseşte una sau cealaltă formulă, după valorile ajutătoare de care se dispune.

Pentru *stratificatele lemnoase*, Wissman utilizează de fapt relaţia (8), într-o formă similară cu aceea a lui Lewis ;

$$P_t = \frac{\sigma_{ai}}{c_f}\, lm,$$

indicînd pentru c_f, în funcţie de numărul de dinţi, valorile din tabela 1.

Tabela 1

Valoarea coeficientului de formă

Nr. de dinţi	12	15	18	21	24	28	32	36	40	50	64	80	90	100
Coeficient de formă c_f	4,6	3,9	3,5	3,3	3,2	3,1	3,02	2,95	2,9	2,8	2,7	2,8	2,55	2,5

Pentru rezistenţa admisibilă la încovoiere sînt recomandate valorile din figura 5.

De regulă, la roţile fabricate din acest material se ia lăţimea roţii $l = 10\, m$ (m = modulul), majoritatea datelor din literatura de specialitate referindu-se la această lăţime. Se poate

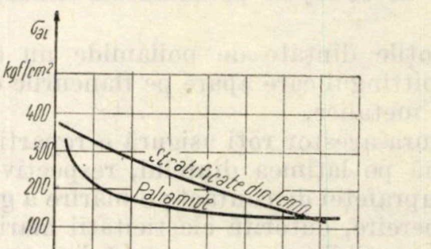


Fig. 5.

merge cu raporturi de transmisie pînă la 1 :10, în cazuri excepţionale chiar mai sus.

Pentru calculul danturii roţilor din *stratificate textile dure*, aplicînd relaţia (8) pot fi folosite valorile de încărcare specifică c din figura 6.

Din curbele prezentate în figura 7 se constată apropierea foarte mare a comportării danturii din stratificatele textile dure, faţă de fontă, la încovoiere. Bronzul şi oţelul turnat sînt net superioare.

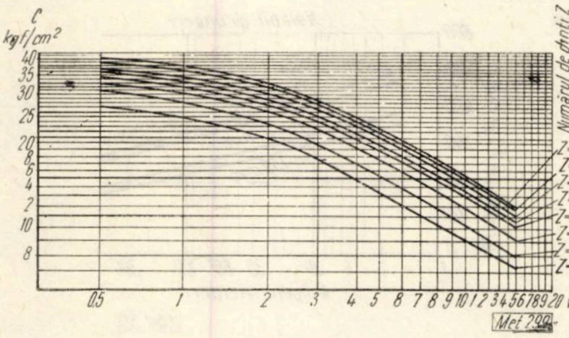


Fig. 6.

Valorile indicate pentru *c* pot fi folosite atît pentru roţile cilindrice, cît şi pentru cele conice.

Practica a dovedit că lăţimea $l = 10\ m$ este neapărat necesară pentru viteze periferice mai mari decît 2,5 m/s

Dacă pentru o putere dată, prin modulul şi lăţimea roţii calculate se ajunge la dimensiuni care depăşesc cotele admise de gabarit, este necesar să se treacă la dantura înclinată, care oferă avantajele cunoscute sub aspectul măririi gradului de acoperire şi al solicitării dintelui.

Pentru calculul roţilor dinţate executate din *poliamide* există valori pentru toate cele trei metode amintite; ele duc însă la rezultate care nu se suprapun întocmai.

Tehnica germană foloseşte pe scară largă nomograma din figura 8, la baza căreia stă tot relaţia (8). Se menţionează că nomograma este întocmită pentru poliamide *B* cu rezistenţa la încovoiere de 450—900 kgf/cm² [8].

În relaţia (9) dată de Lewis, coeficientul de formă *y* are valorile din figura 9. Se observă, în aceeaşi figură, că valorile acestui coeficient de formă sînt puţin diferite faţă de cele date de Wissman. Literatura tehnică sovietică indică aceleaşi valori c_f ca pentru roţile de oţel, justificarea fiind aceea că acest coeficient este legat numai de parametrii geometrici.

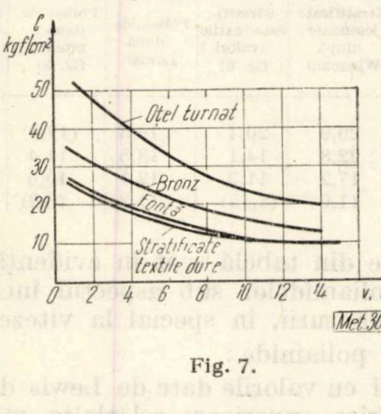


Fig. 7.

Valorile σ_{ai}, în funcţie de viteză, pentru poliamide, după Lewis, sînt redate de curba din figura 5.

I.P.Zemliakov indică pentru capron formula:

$$m = 10 \sqrt[3]{\frac{2{,}2\, M_t\, K_e\, K_t}{\frac{\sigma_{ai}}{c_f}\ \Psi_0\, z}}, \text{mm} \tag{10}$$

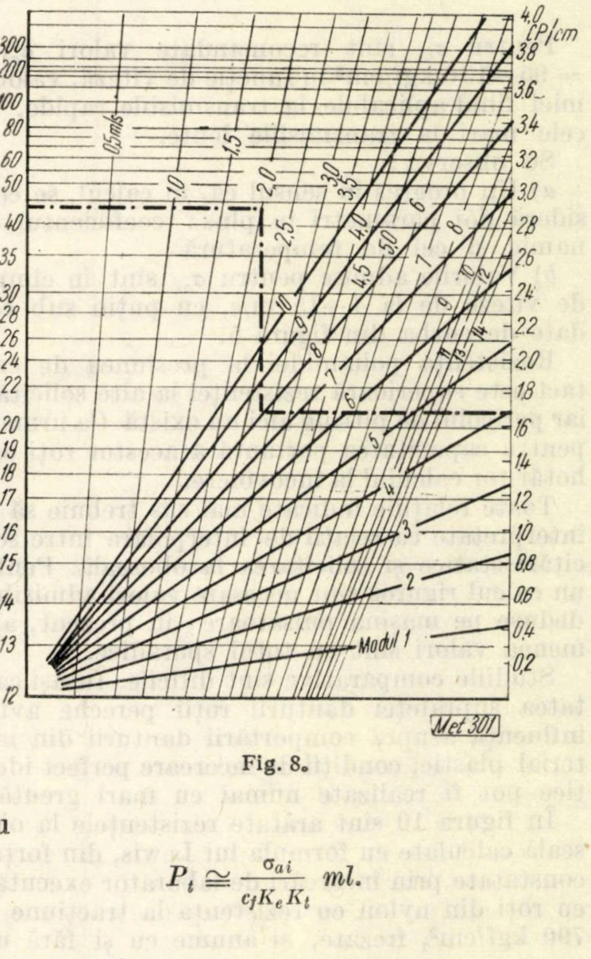


Fig. 8.

sau

$$P_t \cong \frac{\sigma_{ai}}{c_f K_e K_t}\ ml.$$

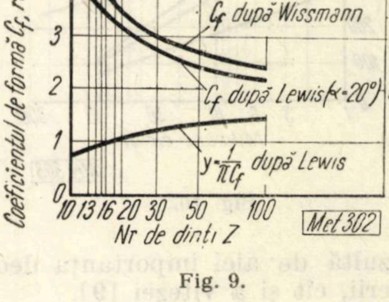


Fig. 9.

Se constată prezenţa coeficienţilor K_e şi K_t care au rolul de a introduce în calcul efectul regimului de lucru, respectiv al temperaturii, ceea ce, pentru poliamide, este important. Ca valori, se recomandă pentru:

regim de lucru	uşor	mijlociu	greu
valoarea coeficientului K_e	1	1,2	1,4
temperatura de exploatare, °C	20—40	60—80—100	110—115
valoarea coeficientului K_t	1—1,1	1,3—1,5—1,8	2,2—2,5

Pentru σ_{ai} sînt recomandate valori $\sigma_{ai} = 95-130$ kgf/cm² în funcţie de viteză, valorile mici fiind aplicabile la transmisiile rapide, iar cele mari la transmisiile lente.

Se observă:

a) Un progres în sensul că, în calcul, se consideră doi parametri în plus: coeficientul dinamic şi cel de temperatură.

b) Valorile admise pentru σ_{ai} sînt în cîmpul de viteze de la 4—15 m/s, cu puţin sub cele date de curba din figura 5.

Rezistenţa poliamidei la presiunea de contact este superioară rezistenţei la alte solicitări, iar pericolul de pitting aici nu există. Ca urmare, pentru capacitatea portantă a acestor roţi este hotărîtor calculul la încovoiere.

Toate relaţiile indicate mai sus trebuie să fie interpretate ca relaţii de interpolare între solicitări statice şi solicitarea la oboseală. Pentru un calcul riguros sînt necesare valori admisibile deduse pe maşina pulsatoare; în prezent, asemenea valori sînt cu totul sporadice.

Studiile comparative sînt dificile. Însăşi calitatea suprafeţei danturii roţii pereche avînd influenţă asupra comportării danturii din material plastic, condiţii de încercare perfect identice pot fi realizate numai cu mari greutăţi.

În figura 10 sînt arătate rezistenţele la oboseală calculate cu formula lui Lewis, din forţele constatate prin încercări de laborator executate cu roţi din nylon cu rezistenţa la tracţiune de 790 kgf/cm², frezate, şi anume cu şi fără ungere *. Rezultă de aici importanţa deosebită, atît a ungerii, cît şi a vitezei [9].

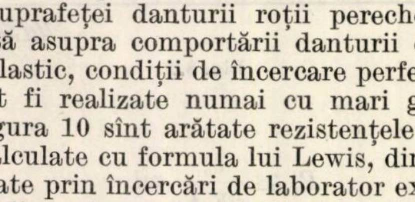


Fig. 10.

Figura 11 redă comportarea la oboseală şi valorile maxime admisibile la încovoiere pentru dantura din nylon, presată, cu unghi de angrenare $\alpha = 20°$, înălţime normală, cu ungere. Apare aici, în mod interesant, influenţa modulului, încă neexplicată teoretic. Autorii experienţelor recomandă ca, pentru calculul de dimensionare, valorile date de diagrame să fie micşorate cu 25%. Totodată se indică introducerea unui factor K în formula (9), în cazul roţilor frezate, cu valori $K = 0,85-0,70$; iar pentru roţile presate $K = 1-0,8$, valorile mai mari fiind valabile pentru funcţionarea cu ungere.

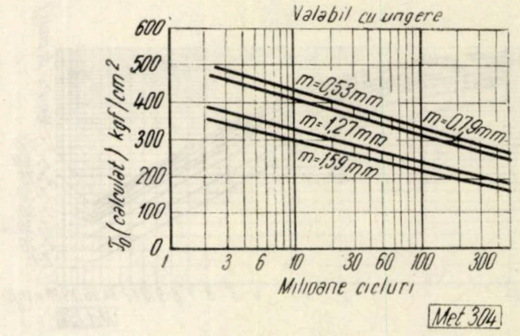


Fig. 11.

Din rezultatele obţinute se desprind următoarele concluzii:

— nu trebuie să se meargă inutil la module mari;

— eventuala corectare pozitivă să fie menţinută în limite acceptabile, pentru a nu se mări inutil forţele normale şi vitezele de alunecare;

— lipsa de precizie a execuţiei scurtează viaţa angrenajului.

În tabela 2 sînt redate rezultatele calculului încărcării pe 1 cm lăţime de dinte, efectuat după metodele amintite, pentru roţi confecţionate din stratificate lemnoase, stratificate textile şi poliamide, în ipoteza $m = 3$ mm, $z = 30$, $l = 30$ mm, şi $v = 3; 6,5; 10; 15$ m/s.

Tabela 2

	Stratificate lemnoase (după Wissman)	Stratificate textile (valori fig. 6)	Poliamide (după Lewis)	Poliamide (nomograma fig. 8)	Poliamide (după Zemliakov)
$v = 3$ m/s	29,9	20,4	16,3	(17,6)	12,8
$v = 6,5$ m/s	22,8	14,1	13,5	11,4	11,3
$v = 10$ m/s	17,2	11,2	12,1	10,6	10,3
$v = 15$ m/s	11,0	(8,85)	11,3	(6,2)	9,4

a) Valorile din tabelă scot în evidenţă inferioritatea poliamidelor sub aspectul încărcării specifice a danturii, în special la viteze mici.

b) Pentru poliamide:

— calculul cu valorile date de Lewis duce la rezultate cifrice superioare celorlalte metode;

— pentru viteze medii $v = 6,5$ m, respectiv 10 m/s, cele trei metode dau cele mai apropiate rezultate;

---

* (1 — $v = 16,6$ m/s, fără ungere; 2 şi 3 — $v = 8, 3$ şi 4 m/s, fără ungere; 4 şi 5 — $v = 8,3$ şi 4 m/s, cu ungere).

— datorită faptului că Zemliakov ia valori $\sigma_{ai} = 95-130$ kgf/cm², pe cînd după Lewis, în funcție de viteză, $\sigma_{ai} = 120-315$ kgf/cm², diferențele între încărcările specifice, după primul autor, apar sensibil mai mici decît după celălalt.

Apreciem că indicațiile prudente ale lui Zemliakov trebuie luate în considerare, atît timp cît nu avem suficiente date experimentale.

Ca joc între flancuri, la temperatura camerei se recomandă :

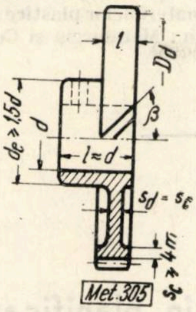


Fig. 12.

pentru modul 1,5 mm	0,10 —0,15 mm ;
pentru modul 1,25 mm	0,075—0,125 mm ;
pentru modul 0,8 mm	0,05 —0,10 mm.

Buna funcționare în cazul vitezelor și încărcărilor mari implică jocuri mai mari.

În figura 12 sînt arătate dimensiunile pentru o roată din poliamidă. Modulul minim al roților injectate este de circa 0,5 mm.

În general, pentru roțile fabricate din materiale sintetice care se montează pe arbore fără bucșe metalice, nu se folosesc pene înalte de strîngere, ci pene paralele. Dacă presiunea de contact dintre pană și butuc depășește 120 kgf/cm², devine necesară introducerea unei bucșe metalice.

Roțile mari, greu încărcate, trebuie să fie montate pe flanșe metalice ; fixarea lor directă pe arbore, prin pană, nu este recomandabilă.

Concluzii

Materialele plastice cunosc astăzi o utilizare crescîndă în toată lumea. Pentru aducerea la îndeplinire a sarcinilor trasate de Congresul al III-lea al P.M.R. este necesară și în țara noastră o acțiune care să ducă în cel mai scurt timp la cel mai ridicat nivel atins de alte țări în acest domeniu.

Fără îndoială că nu se poate vorbi de construirea pe scară largă a organelor de mașini din materiale plastice, fără o experimentare atentă a fiecărei piese în condițiile reale de funcționare. Dar ar fi o greșală să se pună asemenea experiențe pe prim plan, fără studii teoretice corespunzătoare, fără cunoașterea precisă a posibilităților materialelor indigene și, în special, a posibilităților noastre tehnologice pentru realizarea unor asemenea piese.

Industria noastră a pășit cu curaj la folosirea materialelor plastice.

Unele institute de cercetări au realizat studii valoroase, mergînd pînă la înlocuirea vechilor materiale pentru unele repere. Exemple ne oferă mașinile agricole, mașinile textile, laminoarele și altele.

Apreciem însă că prezentul și viitorul apropiat ne cer mai mult.

Este necesară o acțiune sistematică și coordonată pentru cunoașterea precisă a proprietăților materialelor care pot fi obținute în fabricile noastre, de altfel foarte moderne, ca și pentru punerea la punct a tehnologiei de fabricație a pieselor. Se înțelege prin aceasta determinarea proprietăților prin metodele cele mai noi și sub multiplul aspect arătat în lucrarea [11] și aici, în colaborare cu fabricile furnizoare, spre a se ajunge la o stabilizare a calităților, fără fluctuații care să pună sub semn de întrebare orice piesă fabricată.

Apreciem de asemenea că intervenția Comisiei de standardizare, cu rolul și ajutorul ei, a devenit oportună.

O acțiune de asemenea sistematică și coordonată, din punctul de vedere al încercărilor de piese în laboratoarele institutelor de învățămînt superior și ale institutelor de cercetări, trebuie să netezească drumul spre clarificarea comportării pieselor în funcție de variația parametrilor hotărîtori, spre a se crea baze științifice suficiente pentru calcul și proiectare.

Pe de altă parte, adunarea atentă a rezultatelor folosirii pieselor experimentale în exploatare va forma materialul statistic menit să fie pus alături de rezultatele cercetărilor de laborator, pentru a se ajunge la valori valabile pentru proiectant, fără risc pentru producție.

Așteptarea reciprocă a chimistului și proiectantului, pentru a obține fiecare precizări din partea celuilalt, să fie înlocuită printr-o colaborare directă și continuă. Rolul tehnologului este cel puțin tot atît de important ca în cazul realizării pieselor de metal.

Conlucrarea grupului metalurg-tehnolog-proiectant, cu care sîntem atît de obișnuiți, își găsește aici echivalentul în conlucrarea grupului chimist-tehnolog-proiectant. Acest paralelism obligă însă ca, în orice loc de lucru s-ar găsi inginerul, să aibă unele cunoștințe necesare din celelalte domenii specificate.

Dacă vrem să construim organe de mașini din materiale plastice, trebuie să cunoaștem fizica și chimia acestor materiale, să stăpînim elementele tehnologiei lor, să proiectăm piese tehnologic realizabile, să căutăm forme care să folosească la maximum proprietățile materialelor plastice.

Drumul de parcurs ar fi scurtat prin crearea unui institut unic, a cărui activitate să se desfășoare numai în domeniul materialelor plastice.

---

[1] *Manea, G.* și *Tudor, D.* Asupra utilizării materialelor plastice, cu deosebire a poliamidelor, în construcția lagărelor cu alunecare. În : Metalurgia și Construcția de Mașini nr.9, 1961, p. 786. [2] *Strenge, H.* Plaste als Gleitlagerwerkstoff, II. Praktischer Teil. În : Plaste und Kautschuk, H. 3, 1959, p. 127. [3] *Manea, G.* și colab. Organe de mașini, *vol. I.* București, Editura tehnică, 1956. [4] *Manea, G., Mustafa, R.* și *Aldea, M.* Asupra calculului lagărelor radiale prin alunecare,

unse cu lichide, pe baza teoriei hidrodinamice. În : Metalurgia şi Construcţia de maşini, nr. 8, 1956, p. 5. [5] *Vogelpohl, G.* Geringste zulässige Schmierschicht dicke und Übergangsdrehzahl. În : Konstruktion, H. *12*, 1962, p. 461. [6] *Tanner, F.* Plaste in der Getriebe und Lagertechnik. În : Der Maschinenbau, H. 10, 1960, p. 294. [7] *Zemliakov P. I.* Kapronmaterial dlia detalei maşinî. Moskva, Maşghiz, 1961. [8] *Rabe, K.* Kunststoff-Formteile, Deva Fachverlag, Stuttgart, 1960. [9] *Hall, K* şi *Alvord, H.* Die Tragfähigkeit von Stirnrädern aus Nylon. În : Konstruktioni, H. 1, 1960, p. 50. (Extras Zytelspurgears-Mech. Engng. 81—5/1959). [10] *Pungs, W.* Die Anwendung von Kunststoffen. În : VDI, H. 10, 1960, p. 406. [11] *Manea, G.* Interdependenţa dintre componenţă, structură şi proprietăţile fizico-mecanice ale materialelor plastice folosite în construcţia organelor de maşini. În : Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 2, 1963. p. 132.

CZ 621.9 :631.3 :681.14

Aplicarea programării liniare în planificarea producţiei

Ing. VASILE BORCH
Consiliul Superior al Agriculturii

Indicaţiile şi sarcinile trasate de Congresul al III-lea al Partidului Muncitoresc Romîn, în ceea ce priveşte folosirea metodelor matematice de cercetare ştiinţifică în calculele economice şi de statistică, impun introducerea în producţie a rezultatelor ştiinţei şi tehnicii celei mai avansate.

Dintre teoriile matematicii utilizate în economie, cea mai des aplicată este teoria programării liniare. Se menţionează că metodele de calcul ale programării liniare sînt astăzi într-atît de simplificate şi de tipizate, încît ele nu mai pot prezenta dificultăţi deosebite pentru personalul serviciilor de planificare şi de producţie.

Articolul de faţă are drept scop să arate lucrătorilor din uzine semnificaţia economică a programării şi posibilităţile ei de aplicare în unele probleme liniare.

Programarea liniară este metoda cu ajutorul căreia se poate afla valoarea optimă (maximă sau minimă) a unei funcţii liniare, ale cărei variabile trebuie să satisfacă unele condiţii limitative, exprimate tot prin funcţii liniare.

Orice problemă de programare liniară tinde să găsească acele cantităţi necunoscute (de exemplu, ale sortimentelor planului de producţie) care să permită, în condiţiile unor resurse limitate, obţinerea valorii optime a unui obiectiv prestabilit (cum ar fi utilizarea la maximum a capacităţii de producţie disponibilă a unei secţii, uzine etc.).

La rezolvarea problemelor care se cercetează prin metode matematice trebuie de cele mai multe ori să se determine soluţia optimă dintr-o mulţime de soluţii posibile. Astfel de probleme se pun în cazul stabilirii programului de producţie, al desfăşurării procesului de producţie sau al planificării transporturilor etc.

Diferitele metode matematice care pot fi utilizate pentru găsirea soluţiilor optime sînt denumite de către unii autori, în literatura de specialitate a programării liniare, cu termenul general de calcul optimal.

În cele ce urmează se vor arăta în exemplele concrete unele metode ce pot fi folosite pentru obţinerea soluţiei optime.

Problema concretă care se pune constă în cercetarea posibilităţii optime de folosire a capacităţii de producţie a unei întreprinderi, în ipoteza că la această întreprindere programul de producţie cuprinde mai mult decît două produse diferite care trebuie să treacă pe la grupele de maşini ale secţiei de prelucrare mecanică, iar timpul de prelucare este diferit pentru operaţiile tehnologice ale produselor.

Pentru a se putea calcula un program optim de producţie este necesar să se cunoască date asupra capacităţii de producţie disponibile pentru fiecare grupă de maşini şi asupra timpului de lucru pe unitatea de produs pe grupe de maşini. Astfel de date sînt înscrise în tabela 1.

Tabela 1

Capacitatea de producţie disponibilă şi numărul de ore-maşină pe unitatea de produs

Nr. rîndului	Denumirea grupelor de utilaje din secţia mecanică	Capacitatea disponibilă ore-maşină	Numărul de ore-maşină pentru fabricarea :	
			produsului *A*	produsului *B*
1	Strunguri	16 000	2	2
2	Freze	8 000	1	2
3	Raboteze	12 000	4	0
4	Maşini de rectificat	12 000	0	4
	Total	48 000	7	8

Se presupune de la început că datele înscrise în tabela respectivă sînt precise, că fondul de timp mecanic existent a fost îmbunătăţit prin reducerea duratei reparaţiilor, a întreruperilor datorite altor cauze, şi prin măsuri de întreţinere a maşinilor. După ce s-au analizat toate datele şi s-au văzut că corespund din toate punctele de vedere, se poate proceda, pe baza lor, la întocmirea calculelor.

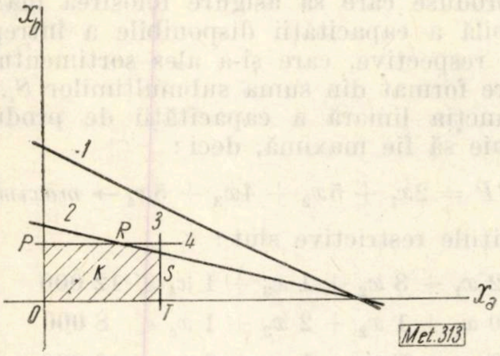


Fig. 1

Cu ajutorul metodei grafice se stabilesc cantităţile de produs x_a şi x_b care asigură folosirea maximă posibilă a capacităţii disponibile.

Pentru aceasta se scrie funcţia de eficienţă (funcţia obiectiv):

$$CP = 7x_a + 8x_b \rightarrow maxim,$$

şi condiţiile auxiliare ale problemei care limitează valorile x_a şi x_b datorită capacităţilor de producţie limitate ale grupelor de maşini cu prelucrarea mecanică:

$$2x_a + 2x_b \leqslant 16\,000 \quad (1)$$

$$1x_a + 2x_b \leqslant 8\,000 \quad (2)$$

$$4x_a + 0x_b \leqslant 12\,000 \quad (3)$$

$$0x_a + 4x_b \leqslant 12\,000 \quad (4)$$

Afară de aceste condiţii limitative există încă o limitare care are un caracter general şi care decurge din faptul că, în practică, nu pot fi planificate cantităţi negative de producţie, care nu au nici un sens. Această restricţie se exprimă prin inegalităţile:

$$x_a \geqslant 0 \text{ şi } x_b \geqslant 0. \quad (5)$$

Pentru rezolvarea acestei probleme se poate aplica metoda grafică. În acest scop se alege un sistem de axe rectangulare în care în abscisă sînt date cantităţile x_a, iar în ordonată, cantităţile x_b (fig. 1).

Ecuaţiile dreptelor *1*, *2*, *3*, *4* şi *5* sînt reprezentate grafic aşa cum este arătat în figura 1, folosind o scară aleasă anterior. Se formează poligonul haşurat notat cu K, ale cărui puncte satisfac condiţiile 1—5.

Conform unei teoreme a programării liniare, funcţia de eficienţă îşi atinge valoarea optimă într-un punct extrem al regiunii convexe K, care reprezintă mulţimea de soluţii a acestei probleme; dacă funcţia de eficienţă capătă valoarea optimă în mai mult decît un punct extrem, atunci ea capătă aceeaşi valoare în orice punct care este o combinaţie liniară convexă a acestor puncte.

Coordonatele vîrfurilor poligonului haşurat sînt:

$$0\,(0,0);\ P\,(0,3000);\ R\,(2\,000,\,3\,000);$$

$$S\,(3\,000,\,2\,500);\ T\,(3000,0).$$

Se calculează expresia (CP) în aceste puncte observîndu-se că maximele se obţin pentru punctul S.

Astfel: $x_a = 3\,000$ şi $x_b = 2\,500$. Aceste valori reprezintă deci cantităţile maxime din produsele A şi B care se pot înscrie în plan pentru a se folosi maximul de capacitate din cea disponibilă.

Cu aceste valori se calculează capacităţile rămase nefolosite la unele grupe de maşini în vederea acoperirii lor prin colaborare cu alte întreprinderi care au locuri înguste la aceste grupe de maşini (tabela 2).

Tabela 2

Nr. rîndului	Denumirea grupelor de utilaje din secţia mecanică	Capacitatea disponibilă ore-maşină	Capacitatea folosită		Capacitatea neutilizată	
			produs A	produs B	ore-maşină	%
1	Strunguri	16 000	6 000	5 000	5 000	31
2	Freze	8 000	3 000	5 000	—	—
3	Raboteze	12 000	12 000	—	—	—
4	Maşini de rectificat	12 000	—	10 000	2 000	17
5	Total	48 000	21 000	20 000	7 000	15

Metoda grafică este foarte comodă; ea poate fi folosită însă numai pentru un număr de trei produse, în care caz reprezentarea grafică se face pe trei axe de coordonate.

Trecînd însă la un număr mai mare de variabile problema nu mai poate fi rezolvată uşor decît numai cu ajutorul maşinilor electronice de calcul.

Şi în acest caz se poate totuşi restrînge numărul de variabile dacă se aplică următorul procedeu:

Se presupune că o direcţie generală are ca plan de producţie un număr mare de piese diferite, de exemplu 1 000 de repere care vor forma mulţimea S. Analizînd procesul tehnologic al fiecărui reper în parte se constată că o parte S_1 dintre acestea este prelucrată la strung în timpul total T_1, o altă parte S_2 este prelucrată la strung şi freză în timpul total T_2, şi aşa mai departe. Cu alte cuvinte, mulţimea de repere S se împarte în submulţimile componente $S_1, S_2, S_3, \ldots, S_n$ care nu au elemente comune, adică reperele din submulţimea S_1 nu se găsesc în celelalte submulţimi etc. sau mulţimile S_i sînt disjuncte între ele.

Timpul total de lucru al reperelor din submulţimea S_i $(i = 1, 2, \ldots, n)$ este dat de:

$$T_i = \sum_{j=1}^{n} a_{ji}\, t_{ji}$$

cu condiţia ca $a_{ji} \geqslant 1$, în care t_{ji} este timpul de lucru pentru reperul j din submulţimea i. Avantajul acestei metode constă în faptul că reduce numărul necunoscutelor problemei date, iar cantitatea de piese care rezultă nu este limitată, deoarece timpul t_{ji} poate intra în formula lui T_i de un număr finit de ori dat de coeficienţii $a_{ji} \geqslant 1$, care pot fi şi numere neîntregi.

Exemplu: se presupune că o întreprindere centrală are în subordinea sa cîteva unităţi productive. Întreprinderea centrală primeşte planul de producţie în care intră o gamă oarecare de sortimente (reper) de plan, cum ar fi de exemplu: segmenţi, cămăşi de cilindru, bolţuri, buloane, supape, ghid de supapă etc. Cantităţile totale din aceste repere necesare întreprinderii centrale sînt stabilite, însă ele trebuie împărţite unităţilor sale în funcţie de capacităţile de producţie şi de numărul de ore-maşină pe reper.

Pentru rezolvarea acestei probleme se aplică procedeul descris: mulţimea de repere se subîmparte în submulţimi, ţinînd seamă de operaţiile procesului tehnologic pentru grupele de maşini.

Se notează cu S_1 submulţimea de repere care se prelucrează numai la strung; cu S_2, submulţimea de repere care se prelucrează numai la strunguri, freze şi la maşinile de rectificat cilindric; cu S_3 submulţimea de repere care se prelucrează numai la strunguri, freze şi raboteze; cu S_4, submulţimea de repere care se prelucrează numai la strunguri, freze, raboteze şi la maşini de rectificat plan etc. şi se obţine astfel tabela 3 asemănătoare cu tabela 1.

Tabela 3

Grupele de maşini, capacitatea disponibilă şi numărul de ore-maşină

Nr. rîndului	Denumirea grupei de maşini din secţia mecanică	Capacitatea disponibilă, ore-maşină	Ore-maşină necesare pentru fabricarea reperelor din submulţimea			
			S_1	S_2	S_3	S_4
1	Strunguri	12 000	2	3	1	1
2	Freze	8 000	0	1	2	1
3	Raboteze	6 000	0	0	1	2
4 5	Maşini de rectificat plan	3 000	0	0	0	1
6	Maşini de rectificat cilindric	2 000	0	1	0	0
	Total	31 000	2	5	4	5

O astfel de problemă nu mai poate fi rezolvată prin metode grafice; se va folosi o altă metodă numită metoda simplex.

Cu ajutorul acestei metode se stabilesc cantităţile x_1, x_2, x_3 şi x_4 pentru cele patru submulţimi de produse care să asigure folosirea maximă posibilă a capacităţii disponibile a întreprinderii respective, care şi-a ales sortimentul de repere format din suma submulţimilor S_i.

Funcţia liniară a capacităţii de producţie trebuie să fie maximă, deci:

$$CP = 2x_1 + 5x_2 + 4x_3 + 5x_4 \rightarrow maxim:$$

condiţiile restrictive sînt:

$$2\,x_1 + 3\,x_2 + 1\,x_3 + 1\,x_4 \leqslant 12\,000 \qquad (6)$$

$$0\,x_1 + 1\,x_2 + 2\,x_3 + 1\,x_4 \leqslant 8\,000 \qquad (7)$$

$$0\,x_1 + 0\,x_2 + 1\,x_3 + 2\,x_4 \leqslant 6\,000 \qquad (8)$$

$$0\,x_1 + 0\,x_2 + 0\,x_3 + 1\,x_4 \leqslant 3\,000 \qquad (9)$$

$$0\,x_1 + 1\,x_2 + 0\,x_3 + 0\,x_4 \leqslant 2\,000 \qquad (10)$$

şi

$$x_1 \geqslant 0,\ x_2 \geqslant 0,\ x_3 \geqslant 0,\ x_4 \geqslant 0.$$

Pentru calculele care urmează se vor transforma inegalităţile 6—10 în egalităţi prin introducerea unor necunoscute suplimentare notate cu y_5, y_6, y_7, y_8, y_9, obţinîndu-se cinci ecuaţii cu nouă necunoscute, care formează următorul sistem:

$$12\,000 = 2x_1 + 3x_2 + 1x_3 + 1x_4 + 1y_5 + 0y_6 + 0y_7 + 0y_8 + 0y_9 \qquad (11)$$

$$8\,000 = 0x_1 + 1x_2 + 2x_3 + 1x_4 + 0y_5 + 1y_6 + 0y_7 + 0y_8 + 0y_9 \qquad (12)$$

$$6\,000 = 0x_1 + 0x_2 + 1x_3 + 2x_4 + 0y_5 + 0y_6 + 1y_7 + 0y_8 + 0y_9 \qquad (13)$$

$$3\,000 = 0x_1 + 0x_2 + 0x_3 + 1x_4 + 0y_5 + 0y_6 + 0y_7 + 1y_8 + 0y_9 \qquad (14)$$

$$2\,000 = 0x_1 + 1x_2 + 0x_3 + 0x_4 + 0y_5 + 0y_6 + 0y_7 + 0y_8 + 0y_9 \qquad (15)$$

care poate fi rezolvat prin metoda simplex.

Pentru simplificare se vor reda numai operaţiile de calcul sub formă de tabele.

Tabela 4

Nr. rîndului	Variabila	x_0	x_1	x_2	x_3	x_4	y_5	y_6	y_7	y_8	y_9
		0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	y_5	12 000	2	3	1	1	1	0	0	0	0
2	$\mathbf{y_6}$	8 000	0	1	2	1	0	1	0	0	0
3	y_7	6 000	0	0	1	2	0	0	1	0	0
4	y_8	3 000	0	0	0	1	0	0	0	1	0
5	$\mathbf{y_9}$	2 000	0	1	0	0	0	0	0	0	1
6	Z	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
7	P	0	2	5	4	5	0	0	0	0	0
8	$Z-P$	0	−2	−5	−4	−5	0	0	0	0	0

În tabela 4 sînt sintetizate constantele tuturor ecuațiilor privind condițiile limitative; în rîndul 6 s-a introdus mărimea Z care la început are valoarea zero, în rîndul 7 s-a introdus mărimea P care arată numărul total de ore-mașină pentru fiecare produs, și în rîndul 8, diferența $Z-P<0$ a cărei valoare negativă maximă are o deosebită importanță în calcule.

Coloana cu valoarea negativă maximă este denumită coloană de recalculare. În acest caz, existînd două asemenea coloane, se va alege aceea care dă valoarea minimă a producției grupelor de utilaje (coloana 2), care devine coloana de recalculare, dînd cantitățile maxime care trebuie fabricate în cazul cînd s-ar fabrica numai submulțimea de produse din coloana respectivă. Calculele sînt date în tabela 4 *a*.

Tabela 4a

x_0	x_2	$\frac{\text{Coloana } x_0}{\text{Coloana } x_2}$
12 000	3	4 000
8 000	1	8 000
6 000	0	
3 000	0	
2 000	1	(2 000)

Pentru soluția care trebuie obținută prezintă importanță deosebită valoarea minimă din ultima coloană (în acest caz valoarea 2 000 marcată prin paranteze). Această valoare arată că în secția respectivă pot fi fabricate maximum 2 000 unități din submulțimea de produse S_2. Rîndul în care figurează acest număr devine punctul de plecare pentru calculele următoare. De aceea se numește rînd de recalculare. Importanța acestui rînd este subliniată în tabela 4 prin încercuirea variabilei y_9, care trebuie înlocuită cu x_2.

După determinarea coloanei de recalculare și a rîndului de recalculare este necesar să se modifice constantele din tabela 4 după anumite reguli: fiecare constantă din rîndul de recalculare se împarte cu mărimea evidențiată în tabela 4. Este vorba de constanta aflată la intersecția rîndului 5 cu coloana 2.

Pentru excluderea, pe cît posibil, a erorilor de calcul se recomandă să se întocmească tabele auxiliare suplimentare, care să asigure în condițiile executării manuale o desfășurare precisă a calculelor, cu toate că aceasta implică în cele mai multe cazuri un volum mare de muncă.

Pentru a putea întocmi tabelele auxiliare se vor nota rîndul cu indicele m, coloana cu indicele i și constantele cu a.

Astfel, constanta din rîndul 5 și coloana 2 va fi $a_{5.2} = 1$.

Calculele sînt înscrise în tabelele 5 *a* și 5 *b*.

Tabela 5 se formează din rîndurile α, β și γ ale tabelelor 5 *a* și 5 *b*, al căror mod de formare rezultă destul de clar și din rîndurile 3 și 4 din tabela 4, care se introduc neschimbate, deoarece constantele au valori nule.

Tabela 5a

Nr. rîndului	Simbol	x_0	x_1	x_2	x_3	x_4	y_5	y_6	y_7	y_8	y_9
5	$a_{m,i}$ $a_{5,2}$	2 000	0	1 1	0	0	0	0	0	0	1
α	$\frac{a_{m,i}}{a_{5,2}}$	2 000	0	1	0	0	0	0	0	0	1

Tabela 5b

Nr. rîndului	Simbol	x_0	x_1	x_2	x_3	x_4	y_5	y_6	y_7	y_8	y_9
5	$\frac{a_{m,i}}{a_{5,2}}$	2 000	0	1	0	0	0	0	0	0	1
1				$a_{1,2}$							
	$\frac{a_{m,i}}{a_{5,2}} \cdot a_{1,2}$	6 000	0	3	0	0	0	0	0	0	3
	$a_{1,2}$	12 000	2	3	1	1	1	0	0	0	0
β	$a_{12} - \frac{a_{1,2}}{a_{5,2}} a_{1,2}$	6 000	2	0	1	1	1	0	0	0	−3
2				$a_{2,2}$							
	$\frac{a_{m,i}}{a_{5,2}} \cdot a_{2,2}$	2 000	0	1	0	0	0	0	0	0	1
	a_{22}	8 000	0	1	2	1	0	1	0	0	0
γ	$a_{22} - \frac{a_{m,i}}{a_{5,2}} a_{22}$	6 000	0	0	+2	1	0	1	0	0	1

Tabela 5

Nr. rîndului	Variabila	x_0	x_1	x_2	x_3	x_4	y_5	y_6	y_7	y_8	y_9
1	y_5	6 000	2	0	1	1	1	0	0	0	−3
2	y_6	6 000	0	0	2	1	0	1	0	0	−1
3	y_7	6 000	0	0	1	2	0	0	1	0	0
4	y_8	3 000	0	0	0	1	0	0	0	1	0
5	(5) x_2	2 000	0	1	0	0	0	0	0	0	1
6	Z	10 000	0	5	0	0	0	0	0	0	5
7	P	0	2	5	4	5	0	0	0	0	0
8	$Z-P$	10 000	−2	0	−4	−5	0	0	0	0	−5

Deosebirea esențială dintre tabela 4 și tabela 5 constă în aceea că în rîndul 5 a fost preluată variabila x_2. Este indicat ca în dreptul acestei variabile să se indice mărimea P (numărul total de ore-mașină pe produs). În tabela 5 figurează în paranteze numărul 5, care este necesar pentru a determina mărimea Z.

În acest scop, fiecare valoare constantă din rîndul 5 se înmulțește cu factorul constant 5 ore-mașină/produs.

Rezultatul obținut dă de fiecare dată mărimea Z din coloana respectivă. În cazul coloanei 0, calculul se face, de exemplu, astfel:

$$Z_0 = 5 \times 2\,000 = 10\,000 \text{ ore-mașină.}$$

Valorile lui P privind numărul total de ore pe produs se preiau nemodificate din tabela 4. Prin aceasta se poate determina în tabela 5 ultimul rînd al diferenţelor $Z-P$. De aceste diferenţe depinde calculul care urmează. Există următoarele posibilităţi :

1) Toate diferenţele $Z-P \geqslant 0$. În acest caz este îndeplinită condiţia principală a problemei. Numărul total de ore-maşină a ajuns la maximum în condiţiile date. Problema este rezolvată (nu este cazul din tabela 5).

2) Una sau mai multe diferenţe $Z-P < 0$. În cazul acesta calculul trebuie continuat, alegîndu-se coloana cu diferenţele negative cele mai mari. În această coloană trebuie să figureze însă cel puţin o constantă pozitivă. Dacă nu se realizează această condiţie, se ia coloana cu diferenţa următoare, ca mărime. În caz că nici una dintre coloane cu diferenţe negative $Z-P$ nu cuprinde constante pozitive, atunci avem de-a face cu o problemă la care nu se poate realiza un optim cu o soluţie corespunzătoare. Asemenea cazuri sînt însă relativ rare, cu condiţia ca problema să fie bine formulată.

Deoarece constantele au valori pozitive, calculul poate fi continuat conform modelului. Se repetă toate procedeele aşa cum au fost prezentate în legătură cu recalcularea valorilor din tabela 4 pentru obţinerea tabelei 5.

Pentru aceasta se alege din tabela 5 coloana cu diferenţele negative cele mai mari: coloana 4, care este noua coloană de recalculare. Apoi se determină rîndul de recalculare cu ajutorul unei tabele auxiliare (din lipsă de spaţiu nu se dă această tabelă), asemănătoare cu tabela 4 *a*. Valorile din coloana 0 trebuie împărţite la valorile din coloana de recalculare. Valoarea minimă aleasă este aceea pentru rîndul 3.

Astfel s-au stabilit coloana şi rîndul de recalculare. Continuarea sistematică a calculului dă valorile din tabela 6.

Tabela 6

Nr. rîndului	Variabila	x_0	x_1	x_2	x_3	x_4	y_5	y_6	y_7	y_8	y_9
1	$\mathbf{y}_5$	3 000	**2**	0	0,5	0	1	0	−0,5	0	−3
2	y_6	3 000	0	0	1,5	0	0	1	−0,5	0	−1
3	(5) x_4	3 000	0	0	0,5	1	0	0	0,5	0	0
4	y_8	0	0	0	−0,5	0	0	0	−0,5	1	0
5	(5) x_2	2 000	0	1	0	0	0	0	0	0	1
6	Z	25 000	0	5	2,5	5	0	0	2,5	0	0
7	P	0	2	5	4	5	0	0	0	0	0
8	$Z-P$	15 000	−2	0	−1,5	0	0	0	2,5	0	0

Trebuie să se remarce că, în rîndul 3 din tabela 6, în locul variabilei iniţiale y_7 apare mărimea x_4. Între paranteze este indicat totodată numărul total de ore-maşină/produs pentru produsele S_4. Mărimea Z_0 rezultă în tabela 6 din următorul calcul :

Tabela 7

Nr. rîndului	Variabila	x_0	x_1	x_2	x_3	x_4	y_5	y_6	y_7	y_8	y_9
1	(2) x_1	1 500	1	0	0,25	0	0,5	0	−0,25	0	−1,5
2	$\mathbf{y}_6$	3 000	0	0	**1,5**	0	0	1	−0,5	0	1
3	(5) x_4	3 000	0	0	0,5	1	0	0	0,5	0	0
4	y_8	0	0	0	−0,5	0	0	0	−0,5	1	0
5	(5) x_2	2 000	0	1	0	0	0	0	0	0	1
6	Z	28 000	2	5	3	5	1	0	2	0	2
7	P	0	2	5	4	5	0	0	0	0	0
8	$Z-P$	28 000	0	0	−1	0	0	0	0	0	0

$$Z_0 = (5.2\,000) + (5.3\,000) = 25\,000.$$

Mărimea negativă maximă pentru diferenţa $Z-P$ rezultă în tabela 6 coloana 2. Acesta este punctul de plecare pentru repetarea sistematică a metodei de calcul.

În tabela 7, Z_0 rezultă din următorul calcul :

$$Z_0 = (5.2\,000) + (5.3\,000) + (2.1\,500) = 28\,000.$$

Aplicînd din nou metoda expusă se ajunge, în sfîrşit, la tabela 8. În ultimul rînd al acestei tabele nu apare nici o valoare negativă pentru diferenţa $Z-P$. Aceasta înseamnă că a fost găsită soluţia optimă. Cantităţile pentru fiecare submulţime de produse pot fi citite din coloana 0 a tabelei 8, astfel : $x_1 = 1\,000$, $x_2 = x_3 = x_4 = 2\,000$.

Tabela 8

Nr. rîndului	Variabila	x_0	x_1	x_2	x_3	x_4	y_5	y_6	y_7	y_8	y_9
1	(2) x_1	1 000	1	0	0	0	0,5	−0,17	−0,17	0	−1,67
2	(4) x_3	2 000	0	0	1	0	0	0,66	−0,33	0	0,66
3	(5) x_4	2 000	0	0	0	1	0	−0,33	−0,67	0	−0,33
4	y_8	1 000	0	0	0	0	0	0,33	−0,67	1	0,33
5	(5) x_2	2 000	0	1	0	0	0	0	0	1	1
6	Z	28 000	2	5	4	5	1	0,64	1,59	0	2,64
7	P	0	2	5	4	5	0	0	0	0	0
8	$Z-P$	28 000	0	0	0	0	1	+0,64	+1,69	0	2,64

Din această tabelă se vede că, la grupa de maşini de rectificat plan (rîndul 4), există un disponibil de capacitate de producţie $y_8 = 1\,000$ ore-maşină, care poate fi acoperit prin colaborare cu alte întreprinderi.

Trebuie să se verifice în ce măsură sortimentul optim de producţie permite folosirea fondului de timp mecanic existent. Acest calcul de verificare este făcut în tabela 9.

Aşa cum s-a arătat, de aici nu rezultă că se vor executa, din fiecare reper care formează submulţimea S_1, cîte 1 000 bucăţi.

S-a menţionat că timpul total $T_1 = 2$ h este format din suma timpilor de lucru ai fiecărui reper şi el poate fi luat cu repetiţie. De exemplu submulţimea S_1 este formată din 3 repere a_1, a_2, a_3, avînd următorii timpi : $t_1 = 20$ min, $t_2 = 10$ min şi $t_3 = 15$ min. Timpul total T_1 poate fi format astfel :

$$T_1 = 2\,t_1 + 2\,t_2 + 4\,t_3 = (2 \times 20) + \\ + (2 \times 10) + (4 \times 15) = 120 \text{ min} ;$$

deci : 2 000 bucăţi din reperul a_1 ; 2 000 bucăţi din reperul a_2 ; şi 4 000 bucăţi din reperul a_3 ; în total 8 000 de piese vor forma cantitativ submulţimea S_1.

Calculul de verificare a capacităţii de producţie *Tabela 9*

Nr. rîndului	Denumirea grupelor de utilaje din secţia mecanică	Numărul necesar de ore-maşină								Total	Capacitatea disponibilă ore-maşină
		S_1		S_2		S_3		S_4			
		pe produs	pentru 1 000 produse	pe produs	pentru 2 000 produse	pe produs	pentru 2 000 produse	pe produs	pentru 2 000 produse		
1	Strunguri	2	2 000	3	6 000	1	2 000	1	2 000	12 000	12 000
2	Freze	0		1	2 000	2	4 000	1	2 000	8 000	8 000
3	Raboteze	0		0		1	2 000	2	4 000	6 000	6 000
4	Maşini de rectificat plan	0		0		0		1	2 000	2 000	3 000
5	Maşini de rectificat cilindric	0		1	2 000	0		0		2 000	2 000

În acelaşi fel se poate proceda pentru celelalte submulţimi.

Din aceste calcule rezultă că întreprinderea, fără a se crampona de soluţiile matematice, obţine indicaţii pentru stabilirea cantităţilor optime de produse.

După ce fiecare întreprindere a unui organ central a executat aceste calcule de stabilire a cantităţilor, care pot fi preluate în limitele capacităţii sale de producţie, se verifică cantităţile totale ale sortimentului planificat, luîndu-se măsuri de ajustare în cazul cînd există unele nepotriviri.

În cazul unui număr limitat de produse, soluţia poate fi obţinută prin metode manuale, folosind maşinile obişnuite de calcul. În cazul unor programe mai mari trebuie să fie folosite maşinile electronice de calcul, pentru ca problema să poată fi rezolvată în timp util.

Volumul de muncă necesar pentru efectuarea acestor calcule este justificat de marea lor utilitate din punctul de vedere al măsurilor economice care pot fi luate de orice întreprindere la întocmirea planului de producţie.

---

[1] *Aganbeghian, A.* Despre folosirea metodelor matematice la analiza economică. În : Economia planificată — caiet selectiv (IDT), nr. 4, 1960 (articol tradus din Planovoe hozieaistvo, nr. 2, 1960, p, 54—66). [2] *Hybl, I.* Metodele simplificate de programare liniară. În : Probleme de statistică social-economică. Extrase din literatura străină de specialitate (DCS şi IDT), nr. 6, 1960 (articol tradus din Statistiky Obzor, nr. 3, 1960, p. 125—127). [3] *Miller, E.* Metodă grafică de programare liniară. În : Probleme de statistică social-economică. Extrase din literatura străină de specialitate (DCS şi IDT), nr. 7, 1960 (articol tradus din Ekonomika i Organizacja Pracy 11 (1960), nr. 2, p. 45—48). [4] *Szwarc, W.* Cîteva observaţii cu privire la metoda simplex. În: Probleme de statistică social-economică. Extrase din literatura străină de specialitate (DCS şi IDT.) nr. 6, 1961 (tradus din Przeglad Statystyczny, nr. 1, 1961, p. 93—96). [5] *Finkelstein, B.* Bazele programării liniare. În : Planificarea întreprinderii şi eficienţa economică a tehnicii noi — caiet selectiv (IDT) nr. 5, 1961 (tradus din Voprosi ekonomiki, nr. 1, 1961, p. 115—129). [6] *Comisioner, B.* Despre folosirea metodelor matematice în activitatea economico-financiară. În : Finanţe şi credit, nr. 1, 1962, p. 35—46.

CZ 621.91.07

Asupra valorilor exponenților x_{P_z} (x_M) din dinamica așchierii metalelor

Ing. VITALIE BELOUS
Institutul politehnic – Iași

Este cunoscut că exponenții x_{P_z} (x_M) din expresiile experimentale ale forțelor principale de așchiere și ale momentelor de torsiune indică modul în care lățimea așchiei (adîncimea de așchiere) influențează asupra dinamicii așchierii.

Raționamente devenite clasice arată că odată cu mărirea lățimii așchiei (a adîncimii de așchiere), la avans constant, efortul specific de așchiere rămînînd constant, va rezulta o directă proporționalitate între adîncimea de așchiere și forța principală de așchiere, iar relația

$$P_z = C_{P_z} \cdot t^{x_{P_z}},$$

devine:

$$P_z = C_{P_z} \cdot t,$$

deci:

$$x_{P_z} = 1.$$

În cazul burghierii, rolul adîncimii de așchiere avîndu-l raza burghiului,

$$P_z = C'_{P_z} d^{x_{P_z}},$$

iar brațul e al cuplului de forțe P_z — în condițiile păstrării similitudinii geometriei burghielor la diferite diametre — fiind proporțional cu diametrul burghiului $e = C.d$, va rezulta pentru legea de variație a momentului de torsiune M funcție de diametrul burghiului d, relația:

$$M = C_m, d^{1+x_{P_z}}, \qquad (1)$$

iar pentru $x_{P_z} = 1$, $x_M = 2$.

În normativele pentru regimurile de așchiere elaborate de către M.M.C.M., s-au adoptat integral valorile obținute în baza acestui raționament pentru x_{P_z} (x_M) [1], [2].

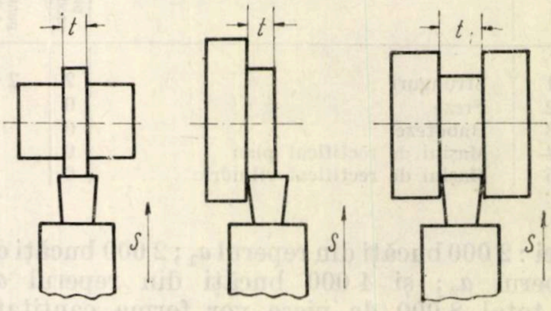
Trebuie subliniat însă că aceste valori sînt riguros exacte numai într-un singur caz, și anume în cazul așchierii libere; cum însă majoritatea proceselor de așchiere decurg în condițiile așchierii complexe, adaptarea pentru x_{P_z} și x_M a valorilor 1 respectiv 2, trebuie făcută cu multă prudență.

În tendința reliefării influenței așchierii complexe asupra exponenților x_{P_z} (x_M), autorul a studiat experimental influența lățimii așchiei asupra forței principale (momentului de torsiune) în diferite condiții de așchiere complexă.

1. *Valoarea exponentului x_{P_z} în cazul strunjirii transversale cu cuțitul de canelat-retezat*

Strunjirea transversală cu cuțitul de canelat-retezat, se poate executa în trei moduri distincte:

a. *Strunjire transversală liberă* a unui guler (fig. 1, *a*), cînd în procesul de așchiere nu participă decît tăișul principal.



a) b) c)

Fig. 1.

b. *Strunjirea transversală complexă unilaterală* (fig. 1, *b*), cînd în procesul de așchiere participă și unul dintre vîrfurile cuțitului, respectiv un tăiș secundar.

c. *Strunjire transversală complexă bilaterală* (fig. 1, *c*), cînd în procesul de așchiere participă și ambele vîrfuri, respectiv ambele tăișuri secundare ale cuțitului.

Determinările experimentale efectuate în cadrul laboratorului de mașini-unelte și scule al Institutului politehnic din Iași s-au executat

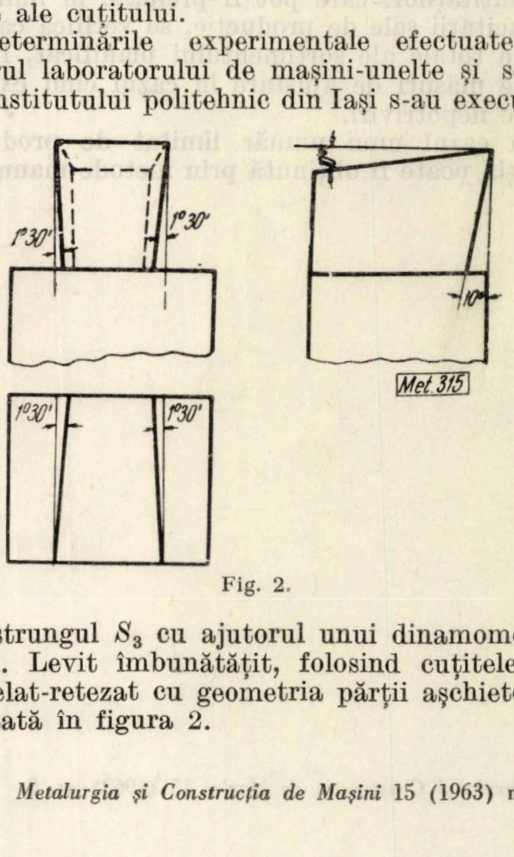


Fig. 2.

pe strungul S_3 cu ajutorul unui dinamometru G.A. Levit îmbunătățit, folosind cuțitele de canelat-retezat cu geometria părții așchietoare arătată în figura 2.

Regimul de lucru folosit a fost: $v = 5,5$ m/min, $t = 1-8$ mm, $s = 0,05$; $0,10$; $0,15$ mm/rot.

Experimentările s-au executat pe oţelul de construcţie OL42 şi pe fonta cenuşie Fc18.

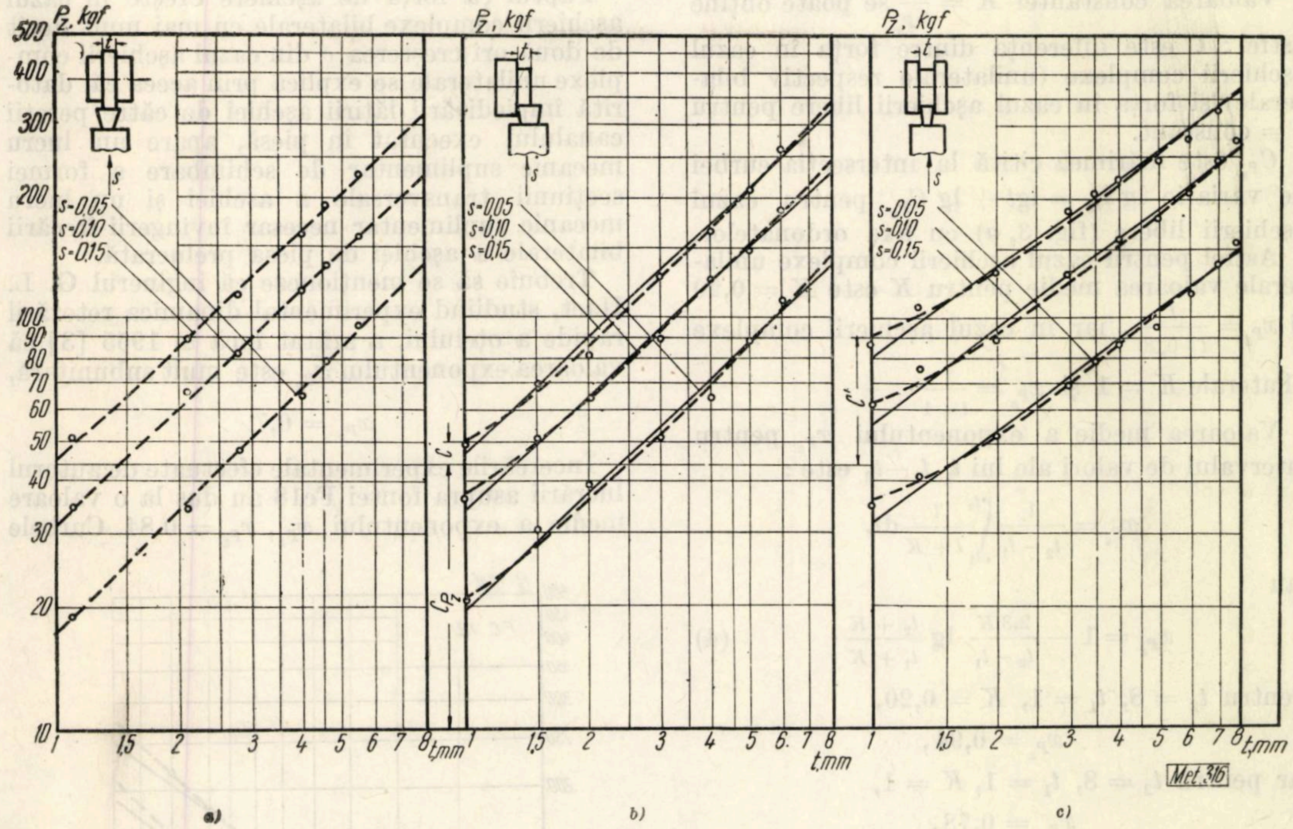


Fig. 3.

Rezultatele încercărilor efectuate pe oţelul carbon OL42 sînt reprezentate în coordonate dublu logaritmice în figura 3 în care prin linie întreruptă sînt reprezentate curbele reale, iar prin linie continuă, dreptele de aproximaţie.

Din figura 3, *a* rezultă că exponentul x_{P_z} — în cazul aşchierii libere — este cum era de aşteptat, foarte apropiat de 1 ($x_{P_z} = 0,99$) curbele de variaţie fiind drepte.

În cazul existenţei aşchierii complexe unilaterale (fig. 3, *b*) curbele nu mai sînt drepte, ci au un coeficient unghiular x_{P_z} variabil, crescător spre valorile mari ale lui t. Acest efect se accentuează mult în cazul aşchierii complexe bilaterale (fig. 3, *c*).

În primul caz valoarea exponentului x_{P_z} mediu determinată pe cale grafică este $x_{P_z} = 0,94$, în cel de-al doilea caz este $x_{P_z} = 0,76$.

Rezultatele experimentale obţinute se pot explica în felul următor:

În cazul aşchierii libere, creşterea lăţimii de aşchiere (a adîncimii de aşchiere t) este însoţită de creşterea proporţională a forţei principale de aşchiere (efortul specific de aşchiere rămînînd constant la s=constant) deci $P_z = C_{P_z} \cdot t^{x_{P_z}}$, în care $x_{P_z} = 1$.

În cazul existenţei aşchierii complexe, este introdusă o forţă suplimentară datorită degajării aşchiei pe tăişul secundar şi creşterii comprimării plastice în zona racordării tăişurilor şi care depinde numai de avans. Prin urmare forţa P_z va avea două componente: $P_{z_1} = C_{P_z} \cdot t$, proporţională cu adîncimea de aşchiere, şi $P_{z_2} = C$ = constant, independentă de adîncimea de aşchiere. Deci:

$$P_z = C_{P_z} \cdot t + C. \tag{2}$$

Curba care reprezintă ecuaţia 2 în coordonate carteziene, milimetrice, este o dreaptă care nu trece prin origine, iar în coordonate carteziene dublu logaritmice este o curbă cu coeficient unghiular variabil cu t.

Într-adevăr,

$$\lg P_z = \lg (C_{P_z} t + C) = \lg C_{P_z}\left(t + \frac{C}{C_{P_z}}\right),$$

sau, notînd

$$\frac{C}{C_{P_z}} = K,$$

$$\lg P_z = \lg (t + K) + \lg C_{P_z}.$$

Coeficientul unghiular al acestei curbe va fi

$$x_{P_z} = \frac{\mathrm{d} \lg P_z}{\mathrm{d} \lg t} = \frac{\mathrm{d} \lg P_z}{\mathrm{d} t}\, t; \quad x_{P_z} = \frac{t}{t + K}. \tag{3}$$

Din relaţia 3 rezultă că valoarea exponentului x_{P_z} creşte odată cu t, tinzînd asimptotic spre valoarea $x_{P_z} = 1$, ceea ce este confirmat şi de alura curbelor experimentale din figurile 3, *b* şi *c*.

Valoarea constantei $K = \frac{C}{C_{P_z}}$ se poate obţine astfel: C este diferenţa dintre forţa în cazul aşchierii complexe (unilaterale respectiv bilaterale) şi forţa în cazul aşchierii libere pentru s = constant.

C_{P_z} este mărimea citită la intersecţia curbei de variaţie $\lg P_z = \lg t + \lg C_{P_z}$ pentru cazul aşchierii libere (fig. 3, *a*) cu axa ordonatelor.

Astfel pentru cazul aşchierii complexe unilaterale valoarea medie pentru K este $K = 0,20$ şi $x_{P_z} = \frac{t}{t+0,20}$, iar în cazul aşchierii complexe bilaterale $K = 1$ şi $x_{P_z} = \frac{t}{t+1}$.

Valoarea medie a exponentului x_{P_z} pentru intervalul de valori ale lui t, $t_1 - t_2$ este:

$$x_{P_z} = \frac{1}{t_2 - t_1} \int_{t_1}^{t_2} \frac{t}{t+K}\,\mathrm{d}t,$$

sau

$$x_{P_z} = 1 - \frac{2,3\,K}{t_2 - t_1} \lg \frac{t_2 + K}{t_1 + K}. \qquad (4)$$

Pentru $t_2 = 8$, $t_1 = 1$, $K = 0,20$,

$$x_{P_z} = 0,94,$$

iar pentru $t_2 = 8$, $t_1 = 1$, $K = 1$,

$$x_{P_z} = 0,78.$$

Valorile obţinute sînt apropiate de cele determinate prin trasarea grafică a dreptelor printre puncte. Se observă că valoarea exponentului x_{P_z} este în cazul aşchierii complexe bilaterale cu mult mai mică decît în cazul aşchierii complexe unilaterale. Dacă se consideră că aşchierea complexă bilaterală dublează efectul aşchierii complexe unilaterale, expresia forţei principale de aşchiere va fi în primul caz:

$$P_z = C_{P_z} \cdot t + 2C;$$

raportul K' va fi

$$K' = \frac{2C}{C_{P_z}} = 2\,K,$$

în care K este raportul $\frac{C}{C_{P_z}}$ în cazul aşchierii complexe unilaterale, iar

$$x'_{P_z} = \frac{t}{t+K'} = \frac{t}{t+2K};$$

întrucît pentru materialul considerat $K = 0,20$, $x'_{P_z} = \frac{t}{t+0,40}$ mai mare decît cel găsit experimental,

$$x'_{P_z} = \frac{t}{t+1}.$$

Valoarea medie a acestui exponent, calculată după relaţia 4, va fi şi ea mai mare decît cea găsită experimental:

$$x'_{P_z} = 0,9 > 0,78.$$

Faptul că forţa de aşchiere creşte în cazul aşchierii complexe bilaterale cu mult mai mult decît de două ori creşterea c din cazul aşchierii complexe unilaterale se explică prin aceea că, datorită împiedicării lăţirii aşchiei de către pereţii canalului executat în piesă, apare un lucru mecanic suplimentar de schimbare a formei secţiunii transversale a aşchiei şi un lucru mecanic suplimentar necesar învingerii frecării bilaterale a aşchiei de piesa prelucrată.

Trebuie să se menţioneze că inginerul G. L. Haet, studiind experimental dinamica retezării rapide a oţelului, a arătat încă în 1955 [3] că valoarea exponentului x_{P_z} este mult subunitară,

$$x_{P_z} = 0,7.$$

Încercările experimentale efectuate de autorul lucrării asupra fontei Fc18 au dus la o valoare medie a exponentului x_{P_z}, $x_{P_z} = 0,84$. Curbele de variaţie a forţei principale de aşchiere P_z, cu adîncimea de aşchiere pentru Fc18 sînt reprezentate în figura 4.

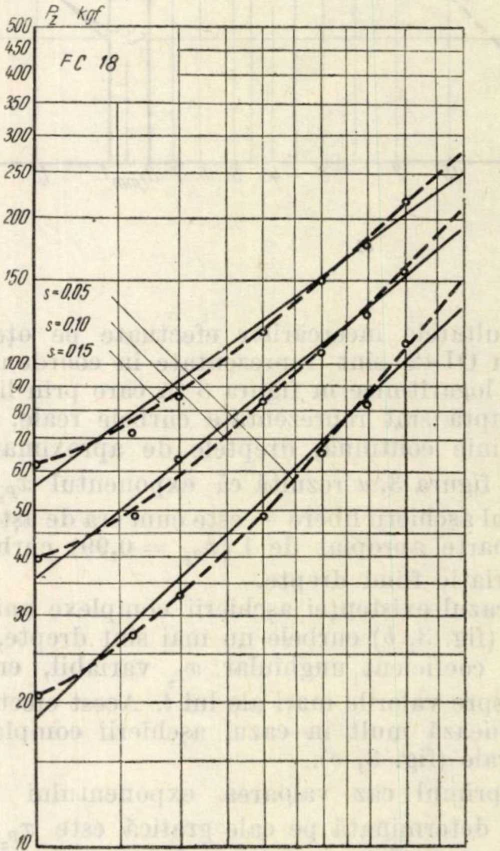


Fig. 4

Din această figură mai rezultă că în cazul fontei valoarea exponentului x_{P_z} este variabilă, şi anume descrescătoare cu creşterea avansului; dacă la un avans $s = 0,05$ $x_{P_z} = 0,95$, pentru $s = 0,10$ $x_{P_z} = 0,84$, iar pentru $s = 0,15$ $x_{P_z} = 0,71$.

2. *Valoarea exponentului x_{P_z} în cazul strunjirii longitudinale*

Întrucît strunjirea longitudinală reprezintă un proces de aşchiere complexă unilaterală, valorile exponentului x_{P_z} vor fi ca şi în cazul aşchierii complexe transversale unilaterale — uşor subunitare.

În sprijinul acestei afirmaţii stau rezultatele unor cercetători din U.R.S.S., [4], [5], [6], [7] precum şi lucrările unor colective ale Catedrei de maşini-unelte, scule şi utilaj a Institutului politehnic din Iaşi, [8], [9], [10], [11], [12], [13], [14].

În acest sens A.M.Rozemberg şi Iu.P.Zimin, cercetînd dinamica aşchierii rapide [4], indică pentru x_{P_z} valoarea 0,99.

V. Paramonov indică pentru cazul aşchierii intensive valori ale lui x_{P_z} cuprinse între 0,90 şi 0,98 [5].

Pentru aşchierea oţelului inoxidabil, G.V. Sabalina stabileşte pentru x_{P_z} valoarea 0,97 [6].

Valori subunitare pentru x_{P_z} sînt indicate şi de către colectivul de sub conducerea prof. T.H.Kostiukov [7] pentru cazul aşchierii oţelurilor inoxidabile ($x_{P_z} = 0,85$).

O valoare atît de mică a exponentului x_{P_z} se explică prin faptul că experimentările s-au efectuat pentru adîncimi mici de aşchiere şi avansuri relativ mari ($t = 0,1—1$, $s = 0,11 — 0,5$) deci în domeniul în care influenţa relativă a aşchierii complexe este mare.

Din cele peste 6 000 determinări experimentale, efectuate de către membrii Catedrei de maşini-unelte, scule şi utilaj a Institutului politehnic din Iaşi, asupra grupelor de oţel de construcţii standardizate în R.P.R. rezultă că valoarea medie a exponentului x_{P_z} este uşor subunitară (tabela 1) la toate grupele de oţel studiate.

Din cele arătate rezultă că folosirea în normative a valorii 1 în locul unei valori uşor subunitare a exponentului x_{P_z} introduce o aproximaţie, care este însă justificată de comoditatea calculelor şi erorile relativ mici introduse.

3. *Valoarea exponentului x_M în cazul burghierii*

În procesul de burghiere are loc o aşchiere complexă bilaterală pe tăişurile principale (fig. 5), întrucît există două schimbări de direcţie ale tăişului şi anume în punctul de racordare *A* a tăişului principal cu tăişul faţetei şi în punctul *B* de racordare a tăişului principal cu cel transversal.

Tabela 1

Grupa de oţeluri	Oţeluri experimentate	Valoarea medie a lui x_{P_z}
Oţel carbon obişnuit prelucrat la cald, STAS 500—49 [8]	OL34; OL38; OL42; OL50; OL60; OL70.	0,98
Oţel carbon de calitate STAS 880—49 [9]	OLC10; OLC16; OLC25; OLC35; OLC45; OLC60	0,99
Oţel aliat de construcţii Oţel mangan, crom, mangan-siliciu, mangan crom, crom-vanadiu STAS 873—53 [10]	32M13; 36M17; 40C10, 36MS12; 40MC11; 50VC11	0,92
Oţel crom-molibden pentru cementare şi îmbunătăţire STAS 792—49 [11]	15MOC12; 20MOC12; 25MOC11; 33MOC11; 41MOC11; 41MOC17.	0,99
Oţel pentru arcuri prelucrat la cald STAS 795—49 [12]	Arc 1, Arc 2, Arc 3, Arc 4, Arc 5, Arc 6, Arc 7	0,94
Oţel aliat de construcţii. Oţel crom şi crom-mangan. STAS 792—49 [13]	13CO4; 15CO7; 16MC10; 20MC13	0,94
Oţel aliat de construcţii, Oţel nichel şi crom-nichel STAS 793—53 [14]	13N15; 13CN25; 13CN35; 13CN45; 35CN15; 35CN25; 30CN35; 35CN45; 40CN12; 40CN17	0,95

De asemenea, degajarea aşchiei este legată de fenomene de frecare a acesteia de pereţii canalului elicoidal şi de suprafaţa găurii prelucrate.

Din cele expuse rezultă că procesul de formare a aşchiei în cazul burghierii este mai apropiat de procesul de formare a aşchiei din cazul canelării-retezării decît de procesul de formare a aşchiei din cazul strunjirii libere.

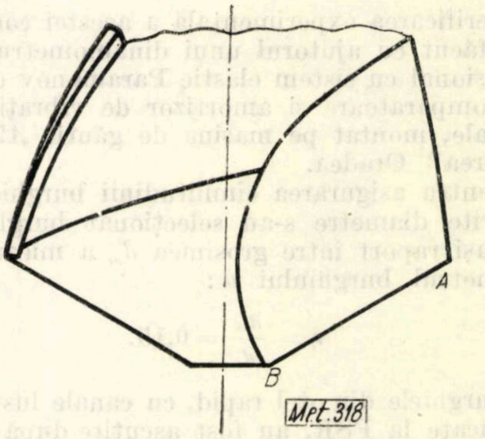


Fig. 5

Reluînd raţionametul iniţial, conform relaţiei (1), valoarea exponentului x_M rezultă.

$$x_M = 1 + x_{P_z}$$

şi întrucît

$$x_{P_z} < 1 \; ; \; x_M < 2.$$

Conform acestor considerente valoarea exponentului x_M pentru OL42 va fi în medie: $x_M = 1{,}76$.

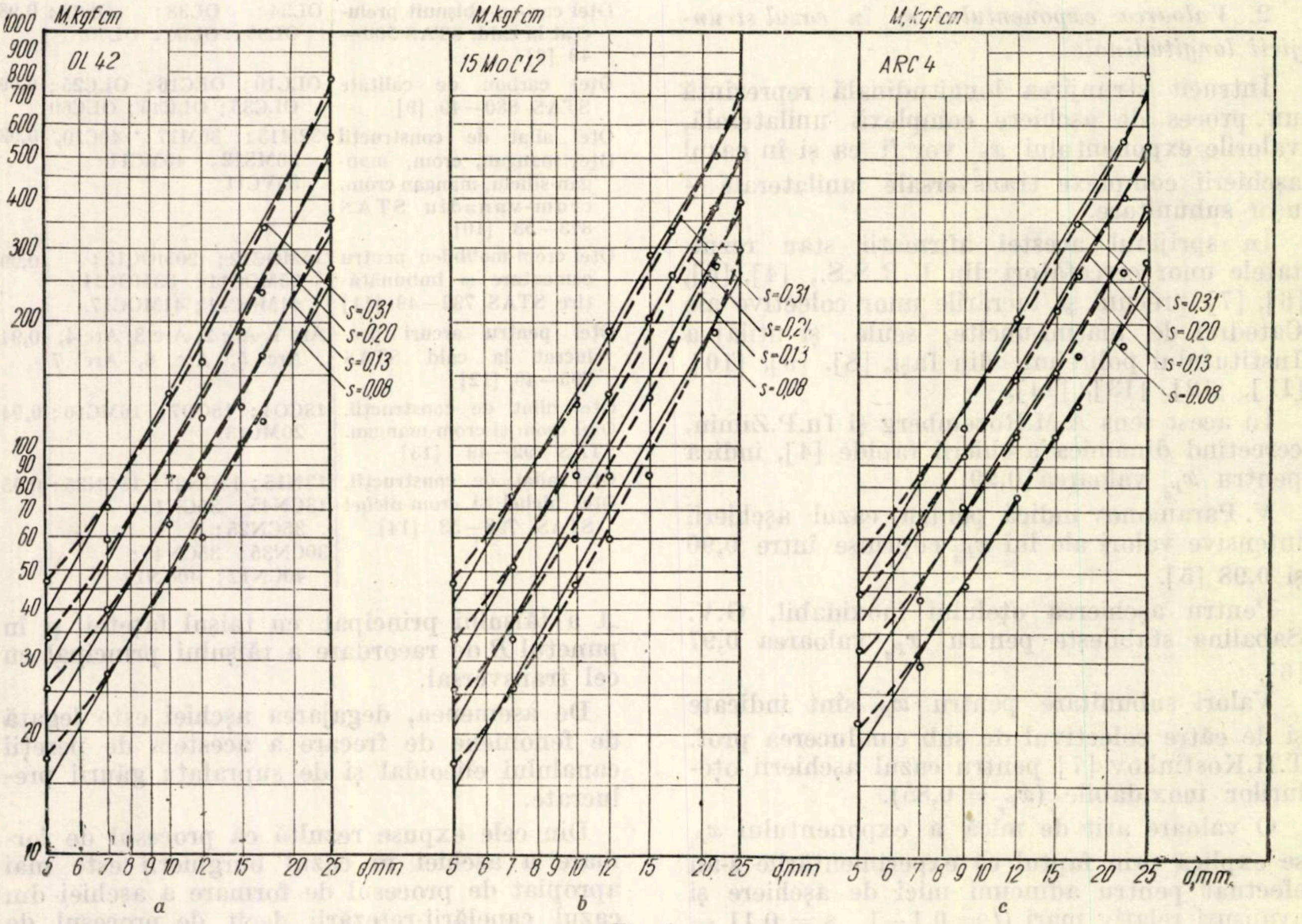


Fig. 6

Verificarea experimentală a acestei concluzii s-a făcut cu ajutorul unui dinamometru bidimensional cu sistem elastic Paramonov cu microcomparatoare şi amortizor de vibraţie torsionale, montat pe maşina de găurit A2 „Înfrăţirea" Oradea.

Pentru asigurarea similitudinii burghielor la diferite diametre s-au selecţionat burghie cu acelaşi raport între grosimea d_m a miezului şi diametrul burghiului d:

$$\eta = \frac{d_m}{d} = 0{,}15.$$

Burghiele din oţel rapid, cu canale lustruite, fabricate la FSR, au fost ascuţite după o suprafaţă conică după procedeul Stock-Washborne pe un dispozitiv Kellenberger adaptat pe maşina de rectificat universală KU250 după următoarea geometrie:

$$\alpha = 12° \; ; \; 2\varkappa = 120° \; ; \; \psi = 55°.$$

Burghierea s-a executat în condiţiile răcirii cu emulsie 5% pentru avansurile $s = 0{,}08$; $0{,}13$; $0{,}20$; $0{,}31$ la viteze de aşchiere $v = 7$—10 m/min.

Rezultatele reprezentate sub formă de drepte în coordonate dublu logaritmice pentru oţelurile OL42, 15MOC12 şi Arc 4 sînt redate în figurile 6, *a*, *b*, şi *c** în care prin linie întreruptă s-au reprezentat curbele reale, iar prin linie continuă, dreptele de aproximaţie.

Conform rezultatelor din figura 6, *a* exponentul x_M pentru OL42 este 1,78, foarte apropiat de cel din ipoteză, 1,76.

Din diagramele din figura 6, *b* şi *c* rezultă pentru 15MOC 12 $x_M = 1{,}80$ iar pentru Arc 4, $x_M = 1{,}68$.

Este evident că la elaborarea normativelor folosirea valorii 2 pentru exponentul x_M poate duce la abateri mari ale momentului de torsiune calculat faţă de cel real.

---

* Curbele reale au un coeficient unghiular x_M variabil, crescător cu d, după o relaţie de forma $x_M = 2\,\frac{K}{d + K}$, dedusă ca şi relaţia (3), pe baza relaţiei (2).

Concluzii

a) Valoarea exponentului x_M în cazul strunjirii longitudinale este ușor subunitară ca urmare a scăderii influenței relative a așchierii complexe din zona vîrfului și tăișului secundar, cu creșterea adîncimii de așchiere (lățimii așchiei).

Adoptarea în normative pentru x_{P_z} a valorii 1 este justificată în special de comoditatea calculelor și de eroarea minimă introdusă.

b) Exponentul x_{P_z} are o valoare strict egală cu unitatea numai în cazul așchierii libere.

c) În cazul strunjirii transversale complexe unilaterale și bilaterale valoarea exponentului x_{P_z} este variabilă, fiind crescătoare cu lățimea așchiei t după relația:

$$x_{P_z} = \frac{t}{t + k},$$

iar legea de variație a forței principale de așchiere cu lățimea de așchiere nu mai este exponențială ci este dată de relația:

$$P_z = C_{P_z} t + C,$$

în care C este forța suplimentară datorită așchierii complexe din zona racordărilor tăișului principal și fenomenelor de pe tăișurile secundare, independentă de lățimea așchiei.

d. Forța suplimentară C' din cazul așchierii complexe bilaterale este mai mare decît dublul forței suplimentare C din cazul așchierii complexe unilaterale, datorită fenomenului de „împiedicare a lățirii așchiei” și frecărilor bilaterale a așchiei de pe pereții canalului așchiat.

e. Valoarea medie a exponentului x_{P_z} este 0,94 în cazul strunjirii transversale complexe unilaterale pentru OL42 iar în cazul strunjirii transversale complexe bilaterale (retezării sau canelării) 0,76. Folosirea în normative pentru valoarea lui x_{P_z} a valorii 1, în loc de 0,76 duce evident la erori apreciabile.

f. Valoarea exponentului x_M în cazul burghierii este totdeauna mai mică decît 2: astfel pentru OL42 $x_M = 1{,}78$, pentru 15MOC12 $x_M = 1{,}80$, iar pentru Arc 4 $x_M = 1{,}68$.

Folosirea în normative a valorii $x_M = 2$ nu este justificată întrucît poate introduce erori mari.

---

[1] Normative unificate de regimuri și timpi auxiliari pentru 21 procedee de prelucrare, elaborate de M.M.C.M. [2] Normative unificate de regimuri și timpi auxiliari pentru 13 procedee de prelucrare, proiect I.T.C.M.E. [3] *Haet, G. L.* Sbornik vîsokoproizvoditelnîe metodî obrabotki metalov rezaniem. Moscova, Mașghiz, 1955, p. 117. [4]. *Rozemberg, A. M.* și *Zimin Ju. P.* În: Mașini-unelte și scule, IDT, 9, 1951, p. 28. [5] *Paramonov, V. F.* În: Mașini-unelte și scule, IDT, 10, 1955, p. 73. [6] *Reznicov, N. I.* Ucenie o rezanii metalov, Moscova, Mașghiz, 1947, p. 93. [7] *Kostiukov, I. H.* și colab. În: Bul. Const. Mașini, IDT, 1, 1956, p. 66. [8] *Cașler, Gh.* și colab. În: Bul. Inst. politehnic Iași, tom IV (VIII), fasc. 1–2, 1958, p. 377–378. [9] *Bausic, V.* și colab. Ibidem, p. 379–380. [10] *Cașler, Gh.* și *Rener, Al.* Ibidem, tom. VI (X), fasc. 1–2, 1960, p. 253–354. [11] *Bausic, V.* și *Belous, V.* Ibidem, p. 357–358. [12] *Bausic, V.* și *Belous, V.* Ibidem, fasc. 3–4, 1960, p. 371–372. [13] *Răileanu, A* și *Nicolescu, D.* Ibidem, tom VI (X), fasc. 1–2, p. 355–356. [14] *Cașler, Gh.* și *Rener, Al.* Ibidem, tom. VII (XI), fasc. 1–2, 1962.

CZ 621.7 : 621.9 : 519.24

Două exemple de aplicare practică a metodei observărilor instantanee la uzinele „Semănătoarea"

Ing. V. CĂLINESCU
Uzinele „Semănătoarea" — București

Pentru stabilirea cantitativă a anumitor elemente care intervin în procesele de muncă, metoda utilizată curent este aceea a fotografierii locului sau zilei de muncă, a cărei tehnică este cunoscută.

Aplicarea acestei metode are însă neajunsuri, care o fac, în unele cazuri, greoaie sau cel puțin insuficient de suplă, pentru a fi întrebuințată operativ, dintre care se menționează în special următoarele:

— necesită un volum mare de muncă pentru a fi aplicată, în special atunci cînd se urmăresc mai multe locuri de muncă și un personal specializat pentru efectuare;

— implică prezența continuă a observatorului pe locul de muncă, ceea ce stingherește pe cei observați, și folosirea de aparate de măsură (cronometre).

În ultimii ani, metoda fotografierii a fost înlocuită cu succes în multe cazuri prin metoda denumită a observărilor instantanee.

Această metodă, care se bazează pe teoria probabilității, este cunoscută de mai mult timp.

Esenţa ei constă în faptul că înregistrarea continuă şi succesivă a duratei elementelor timpului de muncă este înlocuită cu selecţia statistică, astfel : pentru elementul urmărit, în loc să se stabilească un procentaj de durată (din totalul timpului de muncă) cum se face în cazul fotografierii, se stabileşte un procentaj de cazuri, care arată în cîte cazuri (din totalul celor observate) se constată apariţia acestui element. Evident, la limită (atunci cînd observaţiile sînt în număr infinit pentru un timp de lucru finit), procentajul de durată este egal cu cel de cazuri.

Dacă se notează cu p procentajul de durată al parametrului urmărit şi t fiind precizia impusă ordinul de mărime al numărului de observări necesare N este dat de relaţia :

$$N = \frac{4(1-p)}{t^2\,p}, \qquad (1)$$

în care p şi t se exprimă în sutimi.

De aici se deduce că trebuie să se cunoască cel puţin aproximativ valoarea lui p pentru a determina numărul de observări N necesare. Acest lucru este posibil folosind fie determinări precedente ale procentajului de durată p, fie rezultatul unor sondaje anume făcute, fie estimări ale cunoscătorilor situaţiei locale. Faptul că valoarea preliminată a lui p se va abate de la valoarea ce va reieşi din observări are o importanţă secundară, deoarece, după un anumit număr de observări, se poate constata valoarea către care caută să se stabilizeze procentajul p, recalculîndu-se eventual valoarea lui N şi completîndu-se numărul de observări, dacă aceasta este necesar.

O observaţie importantă este aceea că observaţiile trebuie să fie făcute la ore sau intervale luate absolut la întîmplare (deci în nici un caz la ore sau intervale fixe) pentru a ne situa în condiţiile prevăzute de teoria probabilităţilor.

Practica a arătat că metoda observărilor instantanee are multe avantaje, dintre care ies în evidenţă :

- simplitatea şi adaptabilitatea la condiţii variate de muncă :
- posibilitatea aplicării simultane la un mare număr de locuri de muncă ;
- folosirea de personal nespecializat ;
- utilizarea unui volum de muncă minim pentru efectuare ;
- lipsa necesităţii utilizării de aparate de măsură ;
- obţinerea de rezultate cu o precizie dinainte stabilită şi corespunzătoare scopului urmărit ;
- nestingherirea activităţii celor observaţi, observatorul nefiind decît în trecere pe la locurile de muncă observate.

Metoda observărilor instantanee se aplică în prezent cu bune rezultate în U.R.S.S., R.S.C. şi alte ţări cu industrie dezvoltată, iar la noi în ţară mai cu seamă în industria materialelor de construcţie şi în industria uşoară. Cele mai operative rezultate — pentru determinarea gradului extensiv de folosire a unui loc sau grup de locuri de muncă — se obţin aplicînd această metodă.

Tehnica aplicării metodei observărilor instantanee.

Din punct de vedere practic, aplicarea metodei observărilor instantanee comportă următoarele faze.

Pregătirea aplicării. Se stabilesc precis elementele ce se vor urmări : acestea se definesc complet şi foarte clar, şi se simbolizează cu simboluri simple, uşor de memorat şi de notat.

Se stabilesc locurile de lucru la care se vor face observările.

Se evaluează valoarea elementelor urmărite şi se alege precizia cu care se doreşte a se stabili această valoare, faţă de valoarea reală probabilă.

Se calculează ordinea de mărime a numărului de observări necesare în funcţie de valoarea preliminată a elementului urmărit şi de precizia stabilită după relaţia (1).

Se fixează itinerarul pe care se vor face observările (atunci cînd se urmăresc mai multe locuri de lucru). Nu este obligatorie parcurgerea itinerarului totdeauna în acelaşi sens sau începerea lui dintr-un anumit sau acelaşi punct.

Se instruieşte observatorul, care înainte de începerea observărilor trebuie să cunoască itinerarul stabilit şi locurile de muncă unde va face observările, să identifice precis elementele şi situaţiile urmărite şi să cunoască simbolizarea lor.

Se stabilesc orele la care se vor începe observările, respectîndu-se prevederea ca acestea să fie luate absolut la întîmplare.

Se previne conducerea locului de muncă asupra acţiunii ce se va desfăşura.

Efectuarea observărilor. La orele fixate se parcurge itinerarul stabilit, notîndu-se situaţiile observate conform simbolurilor convenite.

Notarea se face pentru situaţia constatată în momentul în care obiectivul vizat intră în cîmpul vizual al observatorului, fără a se preocupa de ceea ce s-a petrecut înainte sau după acest moment.

Observările se continuă în limita ordinului de mărime a numărului de observări necesare, stabilit atîta timp cît nu intervin situaţii accidentale.

În caz că apar astfel de situaţii, observaţiile se întrerup şi se reiau după restabilirea situaţiei normale.

Pe măsura efectuării observaţiilor, se fac calculele şi se verifică dacă valoarea parametrului urmărit se stabilizează în limita preciziei impuse, respectiv se compară valoarea stabilizată a acestui parametru cu cea dinainte stabilită.

În caz că valoarea s-a stabilizat, nu se mai continuă observările, căci înseamnă că numărul de observații făcute este suficient.

Valorificarea observărilor. La închiderea observărilor, se calculează procentajul de cazuri constatate.

Se analizează rezultatele și se fixează măsurile pentru înlăturarea pierderilor de productivitate.

Rezultatul observărilor și măsurile necesare îmbunătățirii situației se discută cu personalul locurilor de muncă interesate și se completează planul de măsuri.

Primul exemplu de aplicare. Problema pusă în acest caz a fost de a se determina gradul mediu de folosire a timpului de muncă la un grup de 22 de tehnicieni, care lucrează în aceeași sală.

S-a estimat acest grad de folosire a timpului de muncă la 70% și s-a stabilit precizia determinării la 7,5%, care era absolut suficientă pentru scopul urmărit.

Cu ajutorul relației (1), s-a calculat ordinul de mărime a numărului de observări necesare $N = 303$.

Considerîndu-se întregul grup de obiective urmărite ca tot atîtea locuri de muncă, s-au efectuat 308 observări individuale, pentru ca asupra fiecărui obiectiv să se facă același număr de observări. Procedîndu-se în acest fel, s-a considerat că fiecare loc de muncă, poate reprezenta — ca medie și în anumite limite admisibile — situația întregului grup de obiective, ceea ce este just cu o aproximație suficientă pentru scopul urmărit.

Situația care determină gradul de folosire a timpului de muncă a fost definită astfel:

Salariatul se află în încăperea în care se găsește locul său de lucru și lucrează (studiază desene, calculează, întocmește documentație tehnică, se consultă cu ceilalți salariați). Pentru această situație s-a folosit simbolul *D*.

Alte situații caracteristice au fost:

A — angajatul lipsește din încăperea în care se află locul său de muncă, în afara pauzei legale;

B, *C*, *E*, *F* — diferite activități neproductive, ușor vizibile, constatate în afara pauzei legale.

Durata unei serii de observări (22 de observări individuale) a fost de 2—3 min.

Pentru înscrierea rezultatelor observărilor s-au folosit fișe după modelul dat în tabela 1, centralizarea făcîndu-se pe fișe după modelul dat în tabelele 2 și 3.

Tabela 1 (model)

Nr. seriei observărilor	Data efectuării observărilor	Ora începerii seriilor de observări	Fișa pentru observări instantanee								
			Cazuri observate la obiectivul nr.								
			1	2	3	4	5	6	7	8	9
8	7.05.62	7,20	*A*	*A*	*A*	*A*	*B*	*H*	*A*	*A*	*A*
9	7.05.62	8,30	*B*	*A*	*A*	*A*	*B*	*H*	*A*	*A*	*A*

Tabela 2 (model)

Cazul	Centralizatorul numărului de cazuri observate									Total
	Numărul cazurilor constatate în totalul observărilor la obiectivul nr.									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	
A	28	28	22	31	17	21	23	31	19	220
B	6	12	8	7	6	10	14	7	12	82
C	5	—	8	1	—	—	1	—	—	15
D	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
F	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
G	1	—	3	—	7	—	—	1	1	13
H	1	1	—	2	11	10	3	2	9	39
Total serii de observări	41	41	41	41	41	41	41	41	41	369

Tabela 3

Seria de observări individuale nr.	Ziua în care s-au făcut observările luna IV.62	Ora începerii seriilor de observări	Rezultatul observărilor (nr. de cazuri constatate)						
			A	B	C	D	E	F	Total
1	6	13,15	2	—	1	19	—	—	22
2	6	13,30	5	—	—	16	1	—	22
3	7	8,00	2	—	—	20	—	—	22
4	7	9,05	3	—	—	18	—	1	22
5	7	10,45	—	—	—	19	—	3	22
6	7	12,35	3	—	—	19	—	—	22
7	7	13,45	8	—	—	10	3	1	22
8	9	7,20	5	—	—	14	2	1	22
9	9	8,40	5	—	—	16	1	—	22
10	10	7,10	7	1	—	11	3	—	22
11	10	9,50	7	—	—	14	1	—	22
12	11	7,05	2	—	—	17	3	—	22
13	12	7,15	1	1	—	16	2	22	22
14	12	14,15	9	—	—	12	1	—	22
Total	—	—	59	2	1	221	17	8	308

Rezultatul acestor observări este cel dat în tabela 3.

Verificîndu-se stabilizarea valorii parametrului $\frac{D}{N}$ în cadrul numărului de observări făcute, se constată că valoarea acestuia după ultimele cinci serii de observări (seriile 10—14) variază între 0,72 și 0,73, ceea ce se înscrie în valorile stabilite (grad de folosire a timpului de muncă 0,7, stabilit cu o precizie de 7,5%).

Dinamica valorii raportului $\frac{D}{N}$ după efectuarea seriilor de observări este dată în tabela 4.

Rezultatul final arată că utilizarea medie a timpului de muncă, așa cum a fost definită, la acest grup de salariați este:

$\frac{D}{308} = \frac{221}{308} = 72\%$, precizia determinării fiind de 7,5%.

Tabela 4

Seria de observări nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
Valoarea lui $\frac{D}{N}$ calculată cumulat	0,87	0,79	0,83	0,83	0,84	0,84	0,79	0,76	0,77	0,73	0,73	0,73	0,73	0,72

Cum în activitatea acestui grup de salariați intră și o serie de atribuții pentru care este necesară părăsirea temporară a încăperii în care se află locul lor de muncă, prin determinări separate s-a stabilit că circa 70% din durata absenței lor (cazul *A*) este folosită productiv.

De aici a rezultat că gradul mediu de utilizare efectivă a timpului lor de lucru a fost :

$$\frac{D}{308} + \frac{0,7\,A}{308} = \frac{221 + 0,7 \times 59}{308} = \frac{264}{308} = 86\,\%.$$

Acest rezultat a arătat că gradul de utilizare efectivă a timpului de muncă poate fi apreciat ca satisfăcător, față de specificul muncii prestate.

Al doilea exemplu de aplicare. În acest caz, problema pusă a fost aceea a determinării gradului de folosire a unui grup de 11 mașini similare și contribuția cantitativă a fiecăreia dintre principalele cauze, care determină pierderi de capacitae.

Un alt obiectiv urmărit în acest caz a fost și comparația între rezultatele obținute prin metoda fotografierii locului de muncă și cele obținute prin metoda observărilor instantanee.

Folosindu-se rezultatele obținute cu ocazia efectuării unei fotografieri asupra aceluiași grup de mașini, cu cîteva luni în urmă, s-a considerat că valoarea preliminată a gradului de folosire urmărit este de 50%. S-a socotit că o precizie a determinării de 10% este suficientă. Cu ajutorul relației (1) s-a calculat ordinul de mărime a numărului de observații necesar :

$$N = 400.$$

Ținînd seamă de aceleași considerente ca și cele arătate în cadrul primului exemplu, s-au efectuat 451 de observări individuale (41 de serii de observări) pentru grupul de 11 mașini.

Situațiile în care se puteau găsi obiectivele urmărite și simbolizarea lor au fost :

A — mașina lucrează efectiv, producînd piese;

B — mașina nu lucrează, deoarece se montează, se demontează sau se reglează sculele pe mașină ;

C — mașina nu lucrează, deoarece muncitorul aduce material la mașină sau transportă piesele produse ;

D — mașina nu lucrează din cauza întreruperii alimentări, cu energie electrică ;

F — mașina nu lucrează din lipsă de muncitori ;

G — mașina nu lucrează fiind defectată ;

H — mașina nu lucrează din diferite alte cauze.

Toate observările s-au făcut în afara pauzei legale (0,25 ore/schimb).

Observările s-au făcut în 5 zile diferite, între 5 și 11 mai 1962 și la ore variind între 7,20 și 14,30.

Rezultatul observărilor a fost cel din tabela 5.

Tabela 5

Cazul	Numărul de cazuri constatate	$\frac{\text{Numărul de cazuri constatate}}{N}$
A	264	0,584
B	104	0,230
C	15	0,033
D	—	—
F	—	—
G	18	0,040
H	50	0,113
Total (*N*)	451	1,000

Pentru înscrierea rezultatelor observărilor s-au folosit fișe de același tip ca cel arătat în tabelele 1, 2, și 3.

Verificîndu-se stabilizarea raportului $\frac{A}{N}$, s-a constatat că între seriile de observări nr. 17 și nr. 41 (deci ultimele 25 de serii de observări), această valoare variază între 0,553 și 0,584, ceea ce înseamnă că, de fapt, observările puteau fi oprite cam după 20 de serii de observări. S-a continuat totuși operația, pentru a se studia mai departe evoluția valorilor urmărite.

Pentru ca rezultatele astfel obținute să fie comparabile cu cele găsite prin metoda fotografierii, s-au recalculat valorile din tabela 3 pentru schimbul de 8 ore, cele stabilite raportîndu-se la o durată a schimbului de 7,75 ore, pe cînd cele fotografiate se raportau la schimbul de 8 ore complete.

Rezultatul comparativ dintre valorile obținute prin cele două metode este dat în tabela 6. După cum se vede, ele sînt sensibil apropiate, iar diferențele se justifică prin efectele măsurilor luate după prima fotografiere, făcută în luna februarie 1962.

Tabela 6

Cazul	% din schimbul de 8 ore	
	fotografiere	observări instantanee
A	49,50	56,50
B	25,50	22,50
C	4	3,25
D	7,10	—
Pauza	2,40	3,13
F	3	—
G	5,70	3,86
H	2,80	10,76
Total	100	100

Durata totală a observărilor instantanee a fost de circa 4 ore, ele fiind făcute de un inginer tehnolog, care nu și-a întrerupt activitatea sa normală în această perioadă. Această durată trebuie comparată cu consumul de muncă pentru efectuarea fotografierii precedente, pentru care patru normatori au lucrat un schimb complet, consumînd deci 32 de ore, fără să mai poată lucra altceva în acest timp.

Discuția rezultatelor observărilor instantanee efectuate în acest caz a concretizat următoarele aspecte :

a. Mașinile nu sînt efectiv utilizate suficient (56,5% din durata schimbului de 8 ore) ;

b. Cauza principală a reutilizării suficiente este durata mare a schimbării și reglajului sculelor (22,5% din durata schimbului sau 40% din durata timpului efectiv lucrat).

c. Această situație se datorește schimbării dese a reperelor ce se fabrică din cauza lipsei de materiale, defectării sculelor și a unor lipsuri organizatorice.

d. Pentru îmbunătățirea gradului de utilizare efectivă a mașinilor sînt necesare măsuri pentru :

— asigurarea ritmicității aprovizionării cu materiale și a executării fazelor premergătoare operațiilor ce se efectuează pe grupul de mașini studiat ;

— asigurarea întreținerii sculelor ;

— disciplina execuției reperelor programate.

Pentru realizarea acestor măsuri sînt necesare :

— întocmirea de grafice coordonatoare pe faze, inclusiv aprovizionarea pentru fiecare reper și mașină în parte ;

— întărirea controlului stării SDV-urilor, înainte de începerea lucrului și după terminarea acestuia ; asigurarea pieselor de schimb pentru SDV-uri ;

— grafice de producție, pe fiecare mașină în parte, întocmite astfel încît să se reducă la minimum numărul planificat de schimburi de scule ; respectarea severă a acestor grafice.

e. Transportul intern funcționează corect, în ansamblu, muncitorii productivi pierzînd în medie numai 3,25% din durata schimbului pentru operații de transport (față de 3—5%, valori întîlnite curent în uzine constructoare de mașini, cu o bună organizare a transporturilor interne).

Cazurile extreme constatate (19,5% din durata schimbului consumat de muncitorul productiv pentru operații de transport la una din mașini, și 12,2% la o altă mașină) sînt exemple tipice de lipsuri organizatorice, care pot fi înlăturate de intervenția promptă și eficace a maistrului.

f. Pe mașinile specializate în prelucrarea unor anumite repere, durata schimbării sculelor este minimă (7—15% din durata schimbului față de o medie pe grup de mașini de 22,5% și un maximum de 46,5% pentru o mașină pe care se lucrează foarte multe repere), de unde rezultă necesitatea specializării mașinilor pe un număr rațional și cît mai mic de repere.

Prin această metodă se poate stabili și calitatea personalului care deservește mașinile, consemnîndu-se separat rezultatele obținute de diferitele brigăzi și de diferiții maiștri, în creșterea gradului de utilizare efectivă a mașinilor, de unde rezultă și posibilitatea de a stabili un criteriu concret pentru întrecerea dintre brigăzi.

Concluzii. Metoda observărilor instantanee se dovedește și în cazul uzinelor constructoare de mașini ca foarte utilă, în special pentru determinarea gradului de utilizare extensivă a capacităților.

Cu condiția respectării principiilor de bază (definirea precisă a situațiilor urmărite, efectuarea unui număr suficient de mare de observări, sinceritatea înregistrărilor), această metodă dă rezultate suficient de exacte, pentru a se determina măsurile necesare îmbunătățirii folosirii capacităților.

Metoda este remarcabil de operativă și comodă în aplicare, pretîndu-se la adaptări adecvate situațiilor locale specifice și obiectivelor urmărite. Ea este un instrument prețios pentru orice conducător al unui grup de locuri de muncă, pentru a verifica singur eficacitatea activității lui, respectiv a stabili măsurile pe care trebuie să le ia spre a-și îmbunătăți munca.

CZ 621.791 : 061.6

Un nou laborator pentru controlul sudurilor

Ing. ION BĂLĂNESCU
Uzina „Vulcan" – București

Dezvoltarea industriei chimice a impus ca uzinele care execută aparataj chimic să se adapteze condițiilor specifice de execuție și control. Acest aparataj se execută exclusiv în construcție sudată, fiind aplicate în acest scop procedee tehnologice de mare productiv itate, ca sudarea automată și semiautomată sub flux, sudarea în mediu protector de argon sau bioxid de carbon etc.

În prezent, utilajul este dimensionat după metode de calcul care prevăd o utilizare rațională a metalului și deci solicitarea acestuia la maximum. În aceste condiții, controlul la care este supus aparatajul este sever, fiind absolut necesar să se depisteze, în minimum de timp și cît mai ieftin, o eventuală deficiență de fabricație.

Dacă la semifabricate defectele sînt ușor depistate (ponderea cea mai mare o au tablele de oțel), nu este același lucru însă cu îmbinările sudate, unde pot interveni sufluri, incluziuni de zgură sau alte defecte care micșorează rezistența îmbinărilor.

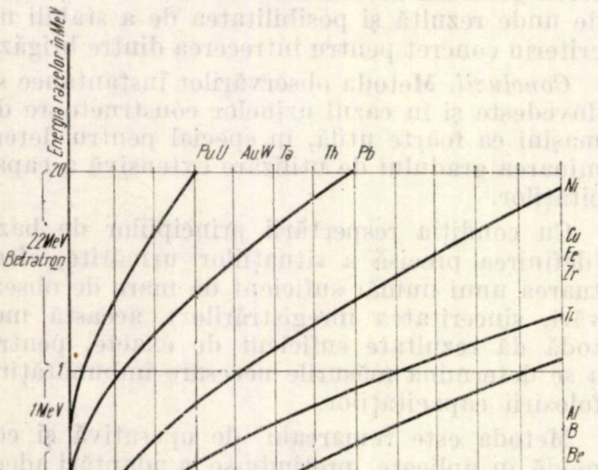


Fig. 1

Depistarea defectelor interioare se face în prezent cu cele mai bune rezultate prin încercări nedistructive. Din acest fel de încercări face parte și controlul prin raze produse de aparate Röntgen, de izotopi radioactivi, betatron. În funcție de grosimea și natura materialului care urmează să fie controlat, este necesară alegerea unei surse de raze, aptă să pătrundă prin material și să impresioneze filmul.

Ca orientare s-a trasat în figura 1 o diagramă unde pe orizontală au fost trecute grosimile materialului, iar pe verticală, intensitatea sursei, în MeV. Această diagramă delimitează cîmpurile corespunzătoare metalelor utilizate curent în construcția de mașini, și arată că, pentru grosimile de tablă de oțel variind între 25 și 100 mm, sînt necesare raze cu o energie variind de la 0,1 pînă la 0,8 MeV.

Pentru generarea unor raze cu asemenea intensitate se utilizează aparate Röntgen industrial sau izotopi radioactivi avînd 1–5 Cu.

Energia mare a razelor necesită în același timp și o protecție biologică corespunzătoare, cu atît mai mult cu cît atelierele în care se execută un asemenea utilaj au, în general, un personal numeros, astfel că există posibilități multiple de accidentare prin radiații.

Pentru executarea controlului Röntgen sau cu izotopi este necesar să se amenajeze laboratoare speciale, care să asigure pe de o parte toate condițiile de protecția muncii, iar pe de altă parte să fie dotate cu toate dispozitivele și instalațiile care să permită execuția ușoară, sigură și corectă a controlului, ținînd seamă de volumul și greutatea aparatelor.

De curînd s-a dat în folosință la uzina „Vulcan" un nou laborator pentru controlul prin raze al pieselor pînă la 150 mm grosime, dotat cu instalații Röntgen și izotopi radioactivi de cobalt.

Laboratorul, al cărui plan este redat în figura 2, este o încăpere dreptunghiulară, cu suprafața de 17,5 × 7,25 m și înălțimea de 4 m. Peretele frontal al laboratorului, care permite și accesul din atelierul de execuție, este înlocuit cu două uși metalice mobile. Laboratorul este blindat cu plăci de plumb de 13 mm grosime și are pardoseala de ciment. Laboratorul este prevăzut cu o cameră obscură pentru developarea clișeelor, o cameră de comandă pentru aparate, un depozit subteran de izotopi radioactivi și un vestiar.

Din atelier intră transversal în laborator patru căi ferate cu ecartament normal, pe care circulă două vagonete de transport. Piesele se sprijină pe vagonete prin intermediul a două perechi de role cauciucate, antrenate de un electromotor. Cu ajutorul acestor role, recipienții pot fi rotiți și aduși în poziția de lucru.

La realizarea acestui laborator, problema cea mai grea de rezolvat a fost proiectarea și execuția ușilor metalice care formează peretele frontal al laboratorului.

Dificultățile au fost atît de ordin constructiv, din cauza spațiului redus care a stat la dispoziție și a dimensiunilor mari cerute de necesitatea introducerii în laborator a recipienților de circa 16 m lungime, cît și din punctul de vedere al protecției muncii, deoarece ușile au rol de ecrane în vederea împiedicării răspîndirii razelor în atelier.

Problemele au fost însă rezolvate, cu sprijinul Institutului de fizică atomică, și noul laborator a putut să intre în funcțiune, asigurînd un control, eficace al agregatelor respective.

Peretele frontal al laboratorului, avînd lățimea de 17 m și înălțimea de 4 m este format din două uși metalice tip ghilotină (fig.3), avînd fiecare 4 050 × 8 650 mm, cu suprafața totală de circa 70 m². Fiecare ușă este fabricată dintr-un cadru metalic, din fier profilat U 10, rigidizat prin trei grinzi orizontale și cinci grinzi verticale, dispuse simetric. Grinzile sînt executate din fier cornier cu aripi neegale L40 × 60 × 6, solidarizate între ele printr-o inimă din tablă de oțel, de 5 mm grosime. Inima nu este continuă, prezentînd goluri de 500 mm lungime pentru reducerea greutății. Înălțimea grinzilor a fost aleasă constantă, de 300 mm, din motive constructive. Această înălţime dă următoarele rapoarte : $h/1 = 1/29$, pentru grinda orizontală, şi $h/1 = 1/14$, pentru grinda verticală, ea reducîndu-se la 100 mm în punctele unde se leagă cu cadrul. Nodurile grinzilor sînt întărite cu gusee de 6 mm grosime.

Pe partea corespunzătoare interiorului laboratorului, acest cadru este îmbrăcat cu o tablă de oţel de 3 mm grosime, sudată prin cusături discontinue. Uşa este blindată cu un strat de plumb gros de 15 mm fixat prin şuruburi M 12, dispuse atît pe cadrul de grinzi, cît şi în panourile de tablă. Capetele şuruburilor sînt blindate şi ele prin capace de plumb, avînd aceeaşi grosime cu blindajul uşii. Uşa este suspendată în două puncte dispuse simetric faţă de centrul uşii, la o distanţă de 3 800 mm între ele. Avînd în vedere greutatea mare a uşii (circa 8 000 kg), este necesar să se întărească partea superioară a cadrului care preia această forţă, prin legarea părţii superioare a cadrului cu prima grindă orizontală printr-o tablă de 4 mm grosime, sudată în extrior, care formează cu restul elementelor un cheson puternic. Uşile sînt ghidate prin intermediul a trei ţevi, 70 × 5, mm dispuse două lateral şi una central, care au rolul de a asigura conducerea uşii şi de a împiedica balansul acesteia în timpul manevrei.

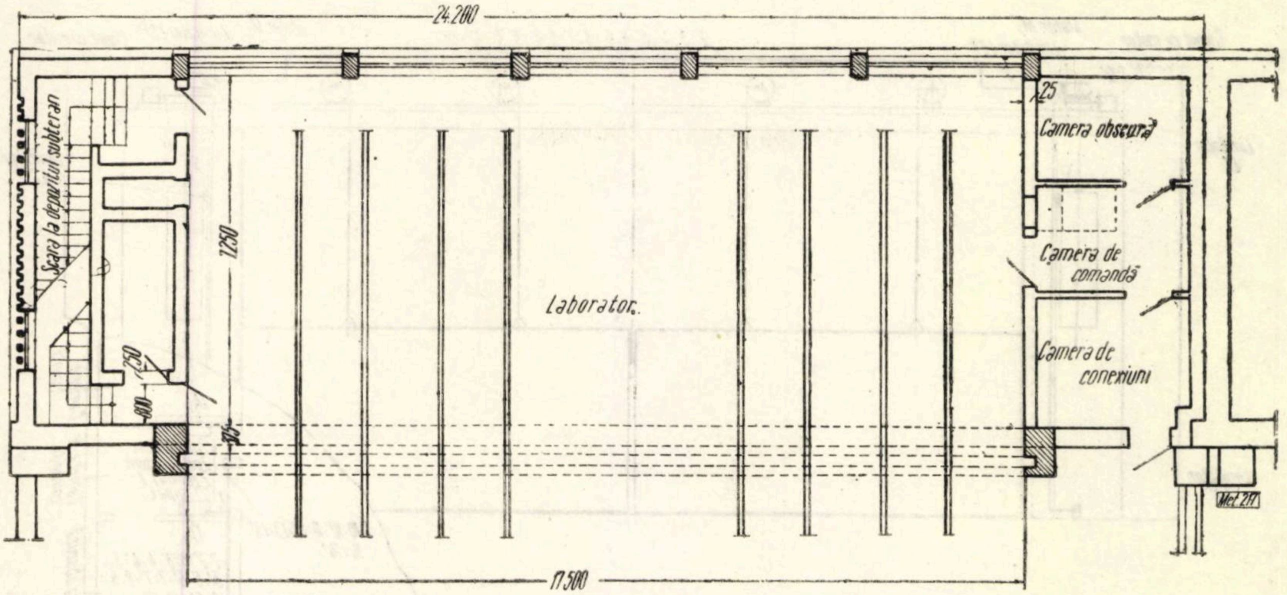

24.200
Scara la depozitul subteran
1250
1250
800
Laborator.
25
Camera obscură
Camera de comandă
Camera de conexiuni
Met. 217
17.500

Fig. 2

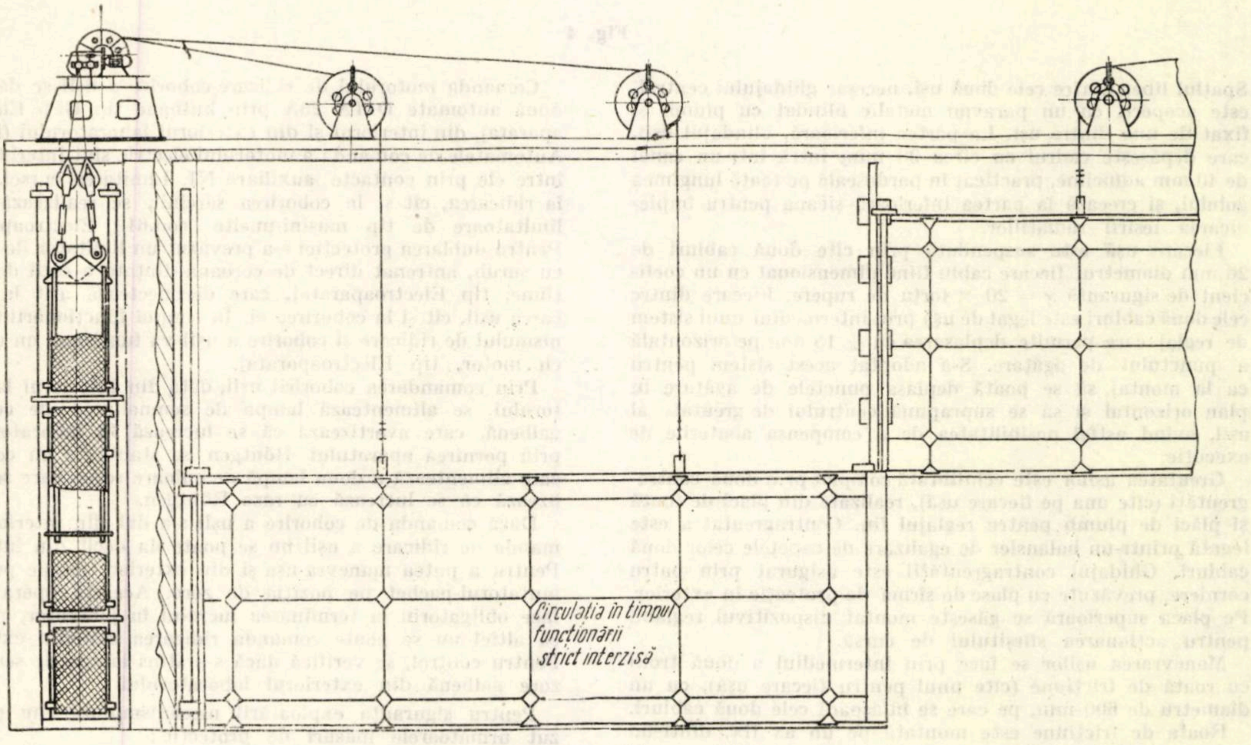

Circulaţia în timpul funcţionării strict interzisă

Fig. 3

Ghidajele laterale ajung pînă la pardoseală, pe cînd ghidajul central, comun pentru ambele uşi, se opreşte la marginea grinzii de beton care limitează, în partea superioară, golul uşii.

Uşile sînt prevăzute cu cîte trei papuci de ghidare, care alunecă pe ţevile respective, dispuşi unul la partea superioară, unul la partea inferioară a uşii pentru ghidajul lateral, şi unul singur la partea superioară pentru ghidajul central. Ghidajul lateral este montat în interiorul unui canal prevăzut în grinda de beton, care este astfel dimensionat încît împreună cu uşa formează o şicană care împiedică ieşirea razelor.

Întregul grup de antrenare, montat pe un cadru comun de tablă de oţel, este montat pe o consolă de beton armat, la +9,0 m înălţime. În dreptul punctelor de agăţare pe această consolă este montată cîte o rolă de cablu, de 700 mm diametru, care serveşte conducerii cablului la troliu.

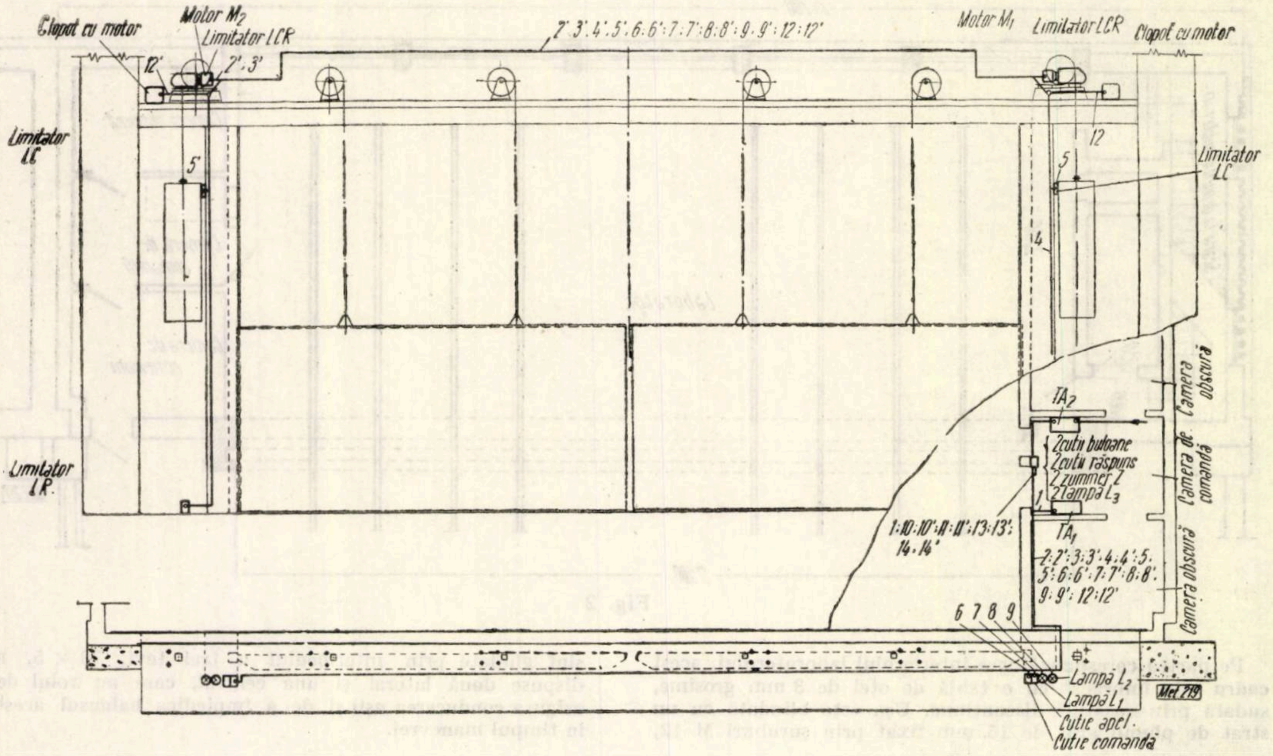


Fig. 4

Spaţiul liber dintre cele două uşi, necesar ghidajului central, este acoperit cu un paravan metalic blindat cu plumb şi fixat de una dintre uşi. La partea inferioară, blindajul uşii, care depăşeşte cadrul cu circa 30 mm, intră într-un canal de 40 mm adîncime, practicat în pardoseală pe toată lungimea golului, şi creează la partea inferioară şicana pentru împiedicarea ieşirii radiaţiilor.

Fiecare uşă este suspendată prin cîte două cabluri de 26 mm diametru, fiecare cablu fiind dimensionat cu un coeficient de siguranţă $\gamma = 20 \times$ forţa de rupere. Fiecare dintre cele două cabluri este legat de uşă prin intermediul unui sistem de reglaj care permite deplasarea cu ± 15 mm pe orizontală a punctului de agăţare. S-a adoptat acest sistem pentru ca la montaj să se poată deplasa punctele de agăţare în plan orizontal şi să se suprapună centrului de greutate al uşii, avînd astfel posibilitatea de a compensa abaterile de execuţie.

Greutatea uşilor este echilibrată complet prin două contragreutăţi (cîte una pe fiecare uşă), realizate din plăci de fontă şi plăci de plumb pentru reglajul fin. Contragreutatea este legată printr-un balansier de egalizare de capetele celor două cabluri. Ghidajul contragreutăţii este asigurat prin patru corniere, prevăzute cu plase de sîrmă de protecţie în exterior. Pe placa superioară se găseşte montat dispozitivul reglabil pentru acţionarea sfîrşitului de cursă.

Manevrarea uşilor se face prin intermediul a două trolii cu roată de fricţiune (cîte unul pentru fiecare uşă), cu un diametru de 600 mm, pe care se înfăşoară cele două cabluri.

Roata de fricţiune este montată pe un ax fix, dintr-un cadru metalic, pe care este fixat şi reductorul 1/300 prevăzut cu motor electric, flanşe şi limitatorul de cursă cu şurub.

Reductorul este prevăzut cu un cuplaj de siguranţă cu lamele şi are montat pe el un motor electric de 1 kW avînd 1 000 rot/min.

Antrenarea roţii de fricţiune se face de către pinionul reductorului printr-o coroană dinţată, fixată pe ea.

Comanda motorului de ridicare-coborîre a uşii se dă prin două automate DITA 25A prin butoane tip BF6 Electroaparataj, din interiorul şi din exteriorul laboratorului (fig.4). Automatele de comandă a motorului electric sînt interblocate între ele prin contacte auxiliare NI. Limitarea cursei, atît la ridicarea, cît şi la coborîrea sarcinii, se realizează prin limitatoare de tip maşini-unelte cod.610 Electroapartaj. Pentru dublarea protecţiei s-a prevăzut un limitator de cursă cu şurub, antrenat direct de coroana dinţată a roţii de fricţiune, tip Electroaparataj, care deconectează atît la ridicarea uşii, cît şi la coborîrea ei. În timpul funcţionării mecanismului de ridicare şi coborîre a uşii va funcţiona un clopot cu motor, tip Electroaparataj.

Prin comandarea coborîrii uşii, dată din interiorul laboratorului, se alimentează lampa de semnalizare de culoare galbenă, care avertizează că se lucrează în laborator, iar prin pornirea aparatului Röntgen se stabileşte un contact care alimentează a doua lampă de culoare roşie, care semnalizează că se lucrează cu raze Röntgen.

Dacă comanda de coborîre a uşii s-a dat din interior, comanda de ridicare a uşii nu se poate da decît din interior. Pentru a putea manevra uşa şi din exterior trebuie pus comutatorul-pachet pe poziţia de zero. Această operaţie se face obligatoriu la terminarea lucrului în laborator, pentru că altfel nu se poate comanda ridicarea uşii din exterior. Pentru control, se verifică dacă s-a stins lampa de semnalizare galbenă din exteriorul laboratorului.

Pentru siguranţa exploatării mecanismului, s-au prevăzut următoarele măsuri de protecţie:

a. Limitarea curselor se face la ridicarea şi la coborîrea uşii printr-un sistem dublu de protecţie:

— printr-un limitator cu şurub, tip Electroaparataj, care limitează ambele curse;

— prin două limitatoare, tip maşini-unelte, fabricaţie Electroaparataj, amplasate unul la partea superioară a cursei contragreutăţii, pentru limitarea coborîrii uşii, şi al doilea la partea inferioară a cursei contragreutăţii, pentru limitarea ridicării.

Ambele sisteme de protecţie lucrează independent, fiind legate electric astfel ca, în cazul nedeclanşării limitatoarelor tip maşini-unelte, să declanşeze limitatorul cu şurub. În cazul declanşării limitatoarelor tip maşini-unelte, inversarea sensului se realizează prin comanda de la distanţă, din camera de comandă sau din punctul de comandă din exterior.

În cazul declanşării limitatoarelor cu şurub, reanclanşarea nu mai este posibilă, urmînd a se cerceta cauza nedeclanşării limitatorului tip maşini-unelte, iar reanclanşarea se va face de către personalul de specialitate, prin scurtcircuitarea bornelor limitatorului de cursă. După scoaterea uşii din punctul respectiv se va verifica complet funcţionarea sistemelor de protecţie. În cazul nefuncţionării ambelor sisteme de protecţie, s-a prevăzut un cuplaj de siguranţă cu lamele între motor şi reductor, care permite rotirea electromotorului în gol în cazul unei suprasarcini, lăsînd uşa imobilizată.

b. Blocarea uşii în cazul ruperii unui cablu se realizează prin nişte cîrlige care se agaţă de ţeava de ghidare, împiedicînd căderea uşii. Avînd în vedere că ruperea cablurilor reprezintă o avarie, s-a admis ca, prin fixarea ghearelor, să fie distruse ghidajele.

c. Avertizarea acustică a manevrării uşii s-a realizat prin două clopote cu motor, care semnalizează atît manevra de ridicare a uşii, cît şi cea de coborîre a uşii, pentru avertizarea personalului.

d. Pentru a se putea realiza o legătură eficace între interior şi exterior, s-au prevăzut următoarele:

— în timpul de pregătire a probelor se aprinde o lampă de culoare galbenă în exterior, în cazul în care uşa a fost comandată din interior;

— în timpul probelor Röntgen se aprinde o lampă de culoare roşie în exterior;

— din exteriorul laboratorului se poate cere, printr-un apel optic şi acustic, permisiunea de acces în laborator, iar din interior se poate da răspuns pe o placă luminoasă cu inscripţiile: „imediat"; „nu se poate intra".

Semnalizarea acustică şi optică rîmîne în funcţiune pînă la darea răspunsului din interior. Din laborator se poate bloca deschiderea uşii din exterior, în timpul controlului. Tot aparatajul electric şi eletromotoarele sînt legate la priza de pămînt a instalaţiei electrice.

Indici tehnico-economici. Lucrarea descrisă, prin caracterul ei şi ca urmare a liniei de dezvoltare industrială, prezintă un interes atît ca material documentar, cît şi ca posibilitate de generalizare. În acest scop se dau cîţiva indici tehnico-economici şi cîteva caracteristici utile în cele două domenii:

— dimensiunea uşii	2 × 8 650 mm × 4 050 mm înălţime;
— suprafaţa	70 m^2;
— viteza de lucru	0,97 m/min;
— timpul de închidere	4′12″;
— puterea instalată	2 × 1 kW;
— greutatea, partea mecanică	2,4 t;
— greutatea, cutia metalică	21,4 t;
— blindajul de plumb	14,3 t;
	38,1 t
greutatea specifică	0,58 t/m^2.

Documentare

Despre efectul stabilizator al adaosurilor de ferosiliciu în fonta cu grafit nodular. Dubrov V. V. În: Problemele teoriei şi practicii obţinerii fontelor cu grafit nodular. R.S.S. Ucraineană, Kiev, Editura Academiei de Ştiinţe, 1962, p. 15–24.

Se ştie că adaosurile grafitizante (ferosiliciul, silicocalciul, silicoaluminiul) sînt utilizate într-o măsură mult mai mare la turnarea fontei decît adaosurile stabilizante, folosindu-se mai ales la prelucrarea fontei obişnuite modificate. Se consideră stabilit că siliciul din ferosiliciul introdus în fontă înainte de turnare are un efect grafitizant, de cîteva ori mai mare decît siliciul introdus în fonta lichidă prin intermediul materialelor din încărcătură.

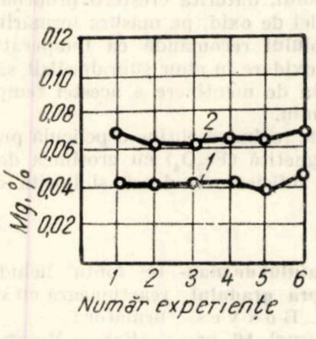


Fig. 1

În cazul fontei cu grafit nodular, obţinută prin tratare cu magneziu, intensitatea influenţei siliciului (ferosiliciului) asupra grafitizării depinde de momentul cînd acesta este adăugat în fonta lichidă (înainte, concomitent sau după tratarea fontei lichide cu magneziu).

Modificarea fontei cu FeSi înainte de tratare cu Mg duce la mărirea gradului de asimilare a magneziului (fig. 1: *1* — fontă tratată cu Mg; *2* — fontă tratată cu FeSi şi apoi cu Mg) şi la micşorarea gradului de grafitizare, deci are un efect de stabilizator. Din acest punct de vedere, rolul adaosurilor iniţiale de modificator este pozitiv; se recomandă să fie folosit ca un element obligatoriu la orice tehnologie de obţinere a fontei cu grafit nodular, întrucît duce la un consum mai mic de Mg (pentru acelaşi grad de asimilare), la compactizarea fontei (creşte numărul centrilor de cristalizare) şi la obţinerea de rezultate mai constante. Această influenţă a FeSi apare datorită efectului dezoxidant al siliciului din FeSi şi variaţiei stabilităţii fazei lichide (cresc fluctuaţiile conţinutului de Si, deci ale agregatelor moleculare active chimic faţă de magneziu).

Stabilitatea fontei lichide este mai mare în cazul modificării iniţiale a fontei cu FeSi şi apoi cu magneziu decît în cazul modificării numai cu magneziu, ceea ce indică şi poziţia palierului eutectic de pe curbele de răcire (fig. 2: *1* — fonta iniţială; *2* — fonta tratată cu Mg; *3* — fonta modificată cu FeSi şi apoi cu Mg). Aşa se explică şi influenţa pozitivă a SiCa şi CaC_2, adăugate în fontă înainte de tratarea acesteia cu magneziu. Modificarea iniţială are un efect pozitiv cu atît mai mare, cu cît temperatura de modificare este mai mare.

Modificarea concomitentă a fontei cu Mg şi FeSi are o influenţă destul de complexă. Dacă adaosul de FeSi (sau alt modificator) este mai mic (50–60%) faţă de cel de Mg, modificatorul are o influenţă stabilizatoare în sensul că duce la mărirea conţinutului de Mg în fontă. Aceasta se explică prin faptul că bucăţile de FeSi se dizolvă înainte de terminarea evaporării magneziului (deci au o acţiune similară cu aceea a modificării iniţiale, dar cu circa 40% mai mică), durata de barbotare crescînd. Cînd cantitatea de FeSi adăugată este însă mai mare decît cea de Mg(100–200%), efectul adaosului este concomitent stabilizator şi grafitizant, ceea ce se explică prin faptul că FeSi continuă să se dizolve după evaporarea magneziului. În acest caz, efectul grafitizant este cu mult mai mic decît la modificarea ulterioară a fontei cu FeSi.

Modificarea fontei cu FeSi după tratarea acesteia cu Mg are evident un efect grafitizant, manifestîndu-se prin creşterea numărului de centre de grafitizare.

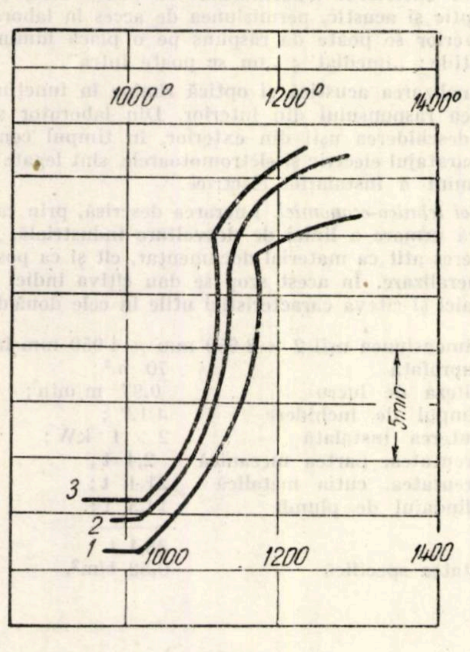


Fig. 2

Aşadar, efectul ferosiliciului adăugat în fonta tratată cu magneziu este foarte diferit, în funcţie de momentul adăugării.

Adaosul ferosiliciului în fonta lichidă înaintea magneziului este recomandat în special atunci cînd piesele turnate sînt supuse tratamentului termic şi cînd se urmăreşte obţinerea de structuri constante.

L. S.

Oxidarea termică a oţelurilor în abur supraîncălzit. V. A. Titov şi S. I. Gomziakova. În: Stanki i Instrument, nr. 10, 1962.

În ultimul timp se constată lărgirea considerabilă a sferei de utilizare a oţelurilor oxidate termic în abur supraîncălzit, datorită proprietăţilor superioare obţinute după o astfel de tratare. Pelicula de oxid formată măreşte rezistenţa la uzură, rezistenţa mecanică şi duritatea suprafeţelor, micşorează coeficientul de frecare, îmbunătăţeşte aspectul exterior al pieselor şi laminatelor şi posedă bune proprietăţi anticorosive în condiţii climatice obişnuite.

În articol se menţionează, de exemplu, că proprietăţile anticorosive ale peliculei de oxid, obţinută prin tratarea termică a oţelurilor în abur supraîncălzit, sînt de 20 de ori superioare celor ale peliculelor obţinute pe cale chimică sau electrochimică.

Cercetările pentru determinarea regimului optim de tratare s-au executat cu epruvete şlefuite şi degresate în acetonă, de dimensiunile 15×35×1,5 mm, confecţionate din oţel laminat la cald, cu următoarea compoziţie chimică: 0,05% C; 0,12 Mn; 0,20 Si; 0,026 S; 0,010 P.

Oxidarea a avut loc într-un reactor după următorul proces tehnologic: încălzirea reactorului la temperatura de 360–380°C şi introducerea suportului cu epruvete, după ce în prealabil fusese încălzit timp de 6–8 min, pentru a împiedica condensarea vaporilor de apă pe suprafaţa epruvetelor. A urmat înlocuirea aerului din reactor cu abur supraîncălzit şi ridicarea temperaturii pînă la valoarea de regim.

În acest timp, s-a menţinut transmiterea continuă a aburului în reactor sub presiunea de 1,3–1,5 at. Procesul de oxidare începe prin formarea unei pelicule neînsemnate de hematită (Fe_2O_3), urmată de dezvoltarea ulterioară a oxidului mult mai dens — magnetita (Fe_3O_4). După oxidare, epruvetele s-au răcit în reactor pînă la temperatura de 100–150°C, iar apoi în atmosferă, pînă la temperatura mediului ambiant.

Creşterea grosimii peliculei de oxid δ, în funcţie de timpul de oxidare τ, este arătată în figura 1 pentru temperaturile de regim de 400, 500, 600 şi 700°C.

Caracterul curbelor $\delta = f(\tau)$ arată existenţa funcţiei parabolice de forma: $\delta^n = K\tau$ între cele două mărimi.

Din calcule s-au determinat următoarele valori pentru coeficienţii n şi K, în funcţie de temperatură:

$t°$	400	500	600	700
n	1,4	1,6	1,8	2,0
K	0,5	2,9	15,5	6 907

Energiile de activare a procesului de oxidare, pentru intervalele de temperatură 400–570 şi 570–700°C, au fost de 13 800 şi 29 600 kcal/mol.

Analiza metalografică şi Röntgen a peliculelor de oxid formate a arătat că pentru temperaturile de regim mai mari de 550–570°C, pe lîngă magnetită (Fe_3O_4) apare şi oxid feros (FeO).

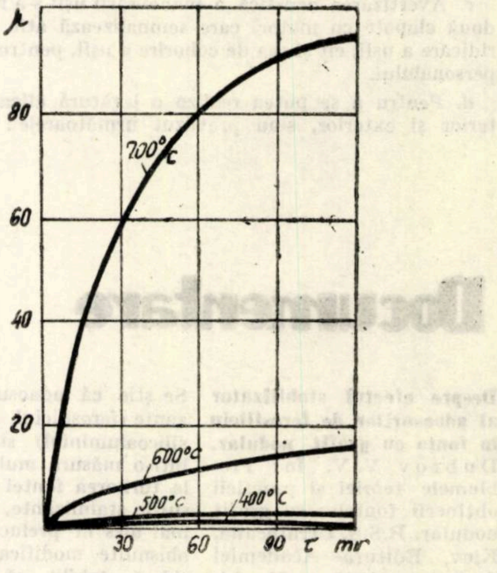


Fig. 1

De asemenea, după cum reiese din figura 1, cu trecerea timpului de oxidare, apare tot mai pregnant tendinţa de frînare a procesului, datorită creşterii proprietăţilor de protecţie ale peliculei de oxid, pe măsura formării sale.

Autorii articolului recomandă ca temperatura de regim a procesului de oxidare în abur supraîncălzit să nu treacă de 550°C, iar durata de menţinere a acestei temperaturi să fie în jurul a 90 min.

Cu un astfel de regim se obţine o peliculă protectoare constituită din magnetită (Fe_3O_4) cu grosimea de 7–8 μm, de culoare neagră, suficient de densă şi lipsită de porozităţi.

D. M.

Influenţa conţinutului de mangan şi sulf asupra gradului de albire. J. W. Boxyes. În: BCIRA Journal, 10, nr. 5, 1962, p. 568–579.

În fonta lichidă, manganul reacţionează cu sulful în modul următor:

$$FeS + Mn \rightleftharpoons MnS + Fe.$$

Reacţia este reversibilă şi are loc de la stînga la dreapta cu scăderea temperaturii. Stochiometric, 0,17% mangan reacţionează cu 0,10% sulf, dar, indiferent de conţinutul de mangan, o mică cantitate de sulf se găseşte la temperatura eutectică, prezentă sub formă de sulfură de fier, cantitatea aceasta descrescînd cu creşterea conţinutului de mangan.

Fontele albe cu un conţinut de mangan de 1,7 ori mai mare faţă de conţinutul de sulf sînt socotite ca avînd mangan în exces, în timp ce fontele cu un conţinut de mangan mai mic de 1,7 ori decît conţinutul de sulf sînt socotite ca avînd sulf în exces. Atunci cînd conţinutul de mangan este de 1,7 ori conţinutul de sulf, fonta este echilibrată.

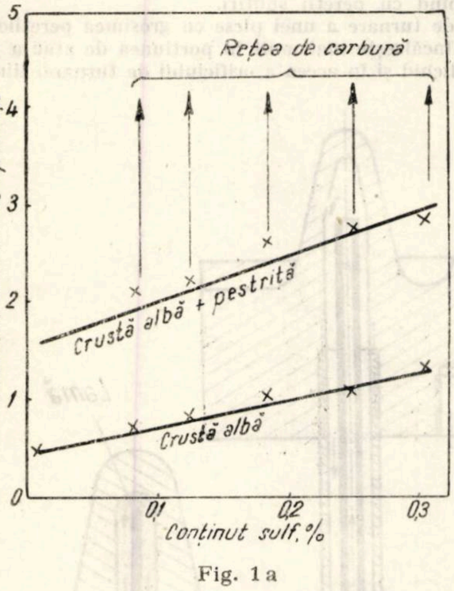


Fig. 1 a

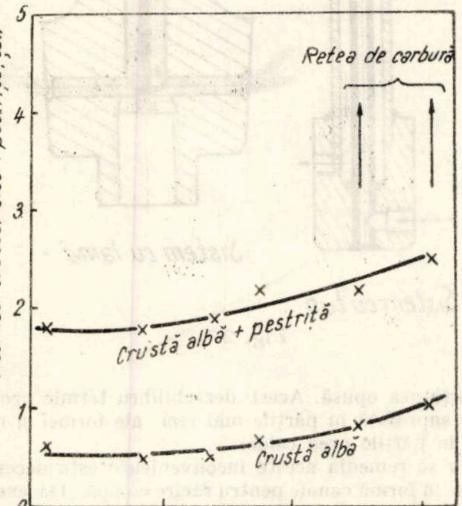


Fig. 1 b

Sulful în exces poate avea un efect puternic stabilizator al carburii, dar efectul său este mult redus sau chiar înlăturat cînd se combină cu manganul.

La conţinuturi obişnuite de mangan în fonte, influenţa stabilizatoare a sulfului este neînsemnată, el avînd doar un rol de stabilizator de carburi.

În conţinuturi mai mari de mangan în fonte, acesta, combinîndu-se cu sulful, reduce acţiunea de albire a sulfului. În experienţele făcute s-a căutat să se obţină un rezultat cantitativ referitor la influenţa conţinutului de mangan şi sulf asupra formării stratului alb şi pestriţ, cu referire în special la legătura dintre aceste conţinuturi şi formarea grafitului eutectic. S-a observat că la fontele care conţin sulf în exces, datorită formării compusului MnS, influenţa sulfului asupra formării stratului alb şi pestriţ a fost liniară, 0,1% sulf mărind adîncimea stratului alb cu 6 mm, compoziţia fontei fiind: 3,06–3,13%C; 1,01–1,06% S; 0,34–0,40% P (figura 1, unde *a* este fontă cu 0,12% Mn; *b*–fontă cu 0,38% Mn).

O dată cu creşterea vitezei de răcire a grosimii pereţilor probelor, curbele se deplasează în jos. Influenţa manganului este arătată în figura 2 (unde *a* este fontă cu 0,1% S; *b*–fontă cu 0,03% S). La conţinuturi mici de S (Mn în exces), influenţa este constantă. La conţinuturi mai ridicate de S, manganul micşorează treptat influenţa de albire a S. Creşterea stratului pestriţ în fontele cercetate, pentru o adîncime dată stratului alb, a fost mai mică decît valoarea găsită cînd conţinuturile de crom şi siliciu au variat. În toate cazurile, probele pentru albire, obţinute din fonte conţinînd sulf în exces, prezintă o reţea întinsă de carburi. Această reţea devine mai pronunţată o dată cu mărirea conţinutului de sulf.

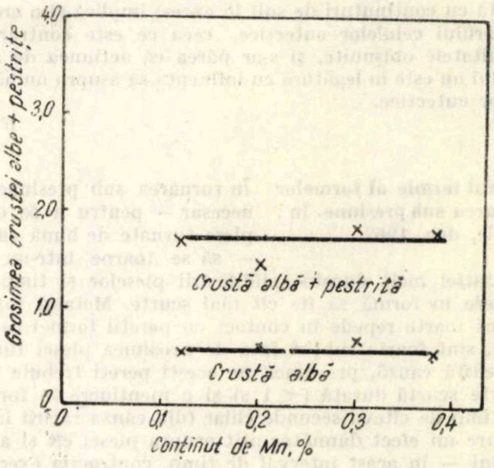


Fig. 2 a

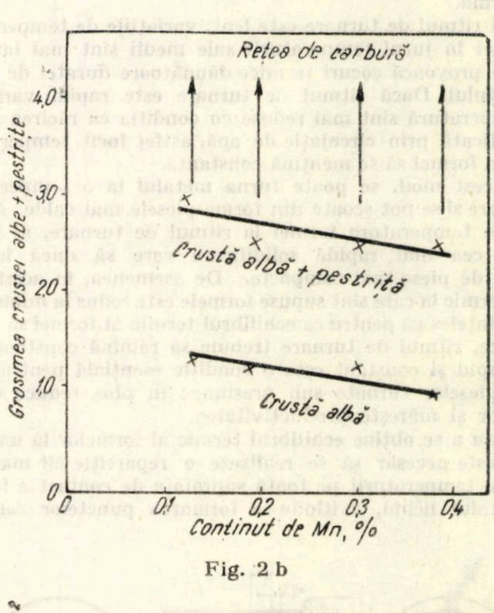


Fig. 2 b

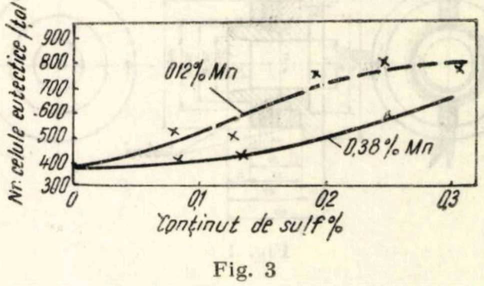


Fig. 3

Cînd compoziţia fontei trece de la un conţinut în exces de sulf prin punctul de echilibru, respectiv cînd $S\% = 0{,}58 \times \times Mn\%$, la un exces al conţinutului de mangan, influenţa sulfului asupra tendinţei de albire descreşte şi devine neglijabilă la un conţinut de mangan de circa 0,25 % în exces faţă de cantitatea de echilibru. Influenţa conţinutului de mangan (0,1 — 0,4 %) asupra tendinţei de albire pare a fi dependentă de modul în care manganul se combină cu sulful.

Ori de cîte ori conţinutul în sulf influenţează tendinţa de albire, el influenţează, de asemenea, numărul celulelor eutectice (fig. 3). Întotdeauna o creştere a tendinţei de albire (asociată cu conţinuturi de sulf în exces) implică şi o creştere a numărului celulelor eutectice, ceea ce este contrar faţă de rezultatele obişnuite, şi s-ar părea că acţiunea de albire a sulfului nu este în legătură cu influenţa sa asupra numărului celulelor eutectice.

F. G.

Echilibrul termic al formelor la turnarea sub presiune. În : Fonderie, dec. 1962. În turnarea sub presiune este necesar — pentru a se obţine piese turnate de bună calitate — să se toarne într-un ritm rapid, astfel încît durata solidificării pieselor şi timpul de menţinere în formă să fie cît mai scurte. Metalul topit se solidifică foarte repede în contact cu pereţii formei care, în general, sînt foarte subţiri faţă de grosimea piesei turnate. Din această cauză, presiunea pe aceşti pereţi trebuie să fie de foarte scurtă durată (< 1 s) şi o menţinere în formă a piesei timp de cîteva secunde chiar (din cauza răcirii incomplete) are un efect dăunător atît asupra piesei cît şi asupra utilajului — în acest interval de timp, contracţia executînd o presiune excesivă asupra miezurilor şi îngreunînd scoaterea din formă.

Dacă ritmul de turnare este lent, variaţiile de temperatură a formei în jurul temperaturii sale medii sînt mai intense, ceea ce provoacă şocuri termice dăunătoare duratei de viaţă a utilajului. Dacă ritmul de turnare este rapid, variaţiile de temperatură sînt mai reduse cu condiţia ca răcirea să fie intensificată prin circulaţie de apă, astfel încît temperatura medie a formei să se menţină constantă.

În acest mod, se poate turna metalul la o temperatură mai mare şi se pot scoate din forme piesele mai calde. Adaptîndu-se temperatura formei la ritmul de turnare, se poate obţine cea mai rapidă solidificare care să ducă la obţinerea de piese mai compacte. De asemenea, în acest caz, şocul termic la care sînt supuse formele este redus la minimum.

Bineînţeles că pentru ca echilibrul termic al formei să nu se modifice, ritmul de turnare trebuie să rămînă constant. Un ritm rapid şi constant este o condiţie esenţială pentru calitatea pieselor turnate sub presiune; în plus reduce uzura formelor şi măreşte productivitatea.

Pentru a se obţine echilibrul termic al formelor la un ritm optim este necesar să se realizeze o repartiţie cît mai uniformă a temperaturii pe toată suprafaţa de contact a formei cu metalul lichid, evitîndu-se formarea punctelor calde şi să se evacueze (în general prin răcire artificială) un flux de căldură (variabil în funcţie de ritmul de turnare), pentru a se menţine temperatura optimă în formă.

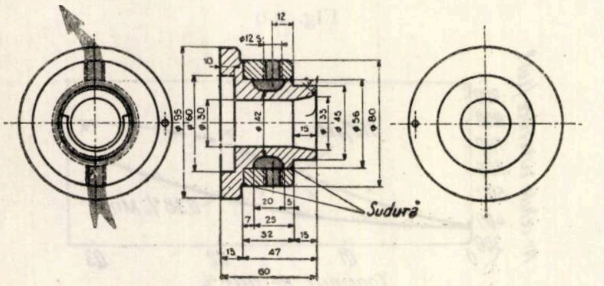


Fig. 1

Pentru a se evita formarea punctelor calde se dirijează răcirea modificîndu-se construcţia formei şi variindu-se proprietăţile aliajelor din care este construită forma pentru a difuza căldura.

Sistemul de alimentare are de asemenea un rol esenţial dacă turnarea unei piese cu grosimi variabile de pereţi se face începînd cu pereţii subţiri.

Forma de turnare a unei piese cu grosimea pereţilor constantă se încălzeşte mai mult în porţiunea de atac a jetului de metal lichid şi în aceea a orificiului de turnare, fiind mai rece în porţiunea opusă. Acest dezechilibru termic provoacă defecte de suprafaţă în părţile mai reci ale formei şi microporozităţi în părţile prea calde.

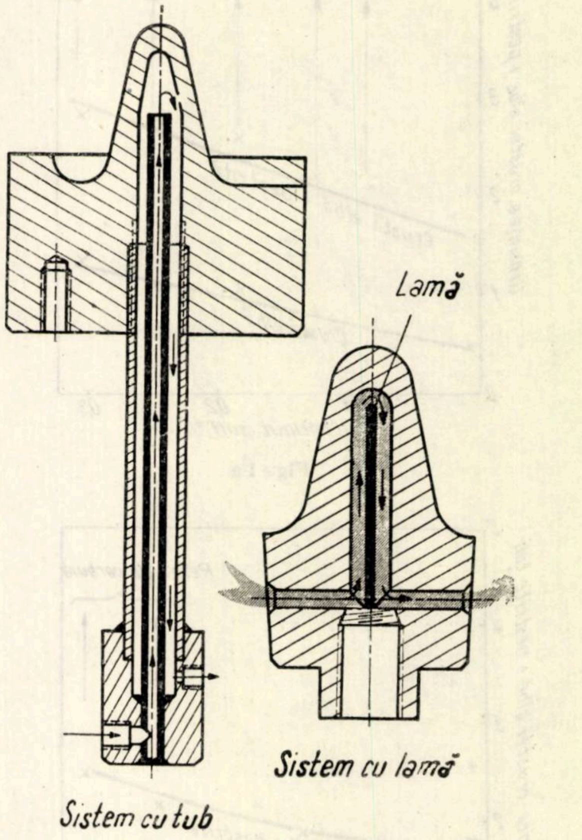


Fig. 2

Pentru a se remedia aceste inconveniente este necesar să se efectueze în formă canale pentru răcire cu apă. De exemplu în figura 1 se arată un dispozitiv de răcire al orificiului de turnare şi în figura 2 un dispozitiv de răcire al canalului de turnare.

Canalele de răcire, în afara acelora ale orificiului şi canalului de turnare, trebuie să fie aşezate ţinînd seamă de sistemul de alimentare. Poziţia lor este stabilită în timpul proiectării formelor, deoarece efectuarea canalelor în oţelul din care este confecţionată forma este foarte dificilă.

Debitul de apă al fiecărui circuit de răcire este reglat, determinîndu-se — cu ajutorul unui pirometru de contact — o temperatură cît mai uniformă în toată forma.

Aceste măsuri nu împiedică însă formarea de puncte reci în zonele care trebuie să fie încălzite, ca pereţii subţiri situaţi la distanţă mare de zona de turnare; aceasta se remediază intercalîndu-se în formă o porţiune care difuzează mai încet căldura.

La turnarea sub presiune trebuie să se toarne pe cît posibil metal cu o temperatură mai scăzută într-o formă cu temperatură mai ridicată; astfel se poate accelera ritmul de turnare cu minimum de riscuri de apariţie a porozităţilor datorite încălzirii formei în regiunea atacului, realizîndu-se totuşi o temperatură suficientă în zonele cele mai puţin încălzite. Aceasta nu este însă posibil decît în măsura în care temperatura formei este uniformizată prin reglarea circulaţiei de apă de răcire. *M. S.*

Motoare răcite cu aer pentru automobile. J. Mackerle. În : The Institution of Mechanical Engineers. Proceedings of the Automobile Division 2, 1961—62. J. Mackerle, de la Institutul de cercetări pentru automobile din Praga, trece în revistă problemele particulare ale motoarelor cu ardere internă răcite cu aer. Construcția motorului răcit cu aer este influențată de cantitatea mare de aer necesară pentru răcire. Aripioarele de răcire așezate la distanță mare între ele oferă suprafețe mari de trecere pentru aer, și ca urmare, pretind o cantitate mare de aer. Încălzirea aerului este mai redusă, dar energia consumată pentru răcire este mai mare. Dispunerea aripioarelor la distanțe mai mici conduce la reducerea suprafețelor de trecere și, deci, a cantității de aer de răcire ; acesta este mai mult încălzit, iar energia consumată este mai redusă. În legătură cu aceasta este important faptul că lungimea mai redusă a aripioarelor permite micșorarea distanței dintre cilindrii învecinați, ceea ce duce la un motor mai scurt și mai ușor.

Aripioarele chiulasei trebuie plasate în părțile mai încărcate din punct de vedere termic, adică în vecinătatea supapei de evacuare și a colectorului de evacuare. Pentru a asigura o suficientă lungime a aripioarelor, fără a crește dimensiunile exterioare ale chiulasei, acestea se dispun înclinat (fig. 1). Aripioarele mai puțin încărcate termic trebuie suprimate, ceea ce asigură o mai uniformă distribuție a temperaturii pe chiulasă. În plus, se realizează o micșorare a greutății și o reducere a dimensiunilor chiulasei. Pentru obținerea unei suprafețe mari de trecere a aerului de răcire și pentru reducerea lungimii canalului de evacuare din chiulasă, supapele se așază într-un plan perpendicular pe axul arborelui cotit. La motoarele cu aprindere prin scînteie prezintă avantaje camera de ardere semisferică avînd supapele înclinate, ceea ce face ca la periferia supapei de evacuare să se poată așeza aripioare de răcire ; de asemenea, este posibilă scurtarea canalului de evacuare, precum și folosirea unei supape mari de admisiune.

La motoarele cu aprindere prin comprimare, din cauza dificultății de amplasare și răcire a camerelor separate în chiulasă, prezintă avantaje camera unitară de ardere, cu injecție directă.

Pentru menținerea unei distanțe mici între cilindri, un rol însemnat îl are modul de asamblare dintre chiulasă și cilindru. În adevăr, trebuie să se țină seamă și de necesitatea ca porțiunea cilindrului pe care calcă primul segment să fie cît se poate de bine răcită. Înșurubarea chiulasei pe cilindru nu rezolvă în bune condiții aceste deziderate, soluția de asamblare prin șuruburi între chiulasă și carter fiind mai avantajoasă. O astfel de soluție este avantajoasă și din punctul de vedere al fabricației și întreținerii.

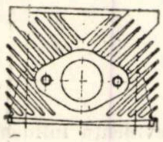


Fig. 1

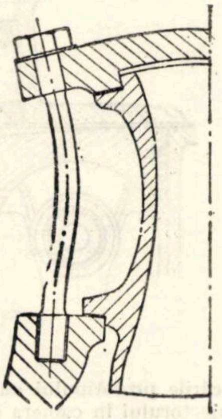


Fig. 2

Una dintre problemele esențiale ale motoarelor răcite cu aer este aceea a combaterii zgomotelor. Eliminarea cămășii de apă de pe suprafața cilindrilor înrăutățește izolarea acustică, zgomotele mecanismului de distribuție și ale ambielajului se fac auzite mult mai intens. La aceasta se adaugă faptul că regimul termic al motorului răcit cu aer fiind mai ridicat, jocurile dintre diferitele piese trebuie să fie mai mari, ceea ce accentuează zgomotele.

Pentru a obține jocuri reduse între piston și cilindru, acesta din urmă nu trebuie să se deformeze, ci să se dilate în același mod ca și pistonul. Deformarea cilindrului se poate produce ca urmare a modului de montare și a dilatării sale. Deformarea prin montare apare la strîngerea cilindrului între chiulasă și carter prin șuruburi. Deformarea cilindrului este cu atît mai mare cu cît pereții săi sînt mai subțiri, cu cît șuruburile sînt mai depărtate de pereți și cu cît fundul chiulasei este mai puțin rigid. În astfel de cazuri, deformarea cilindrului, la o scară mărită, se produce ca în figura 2.

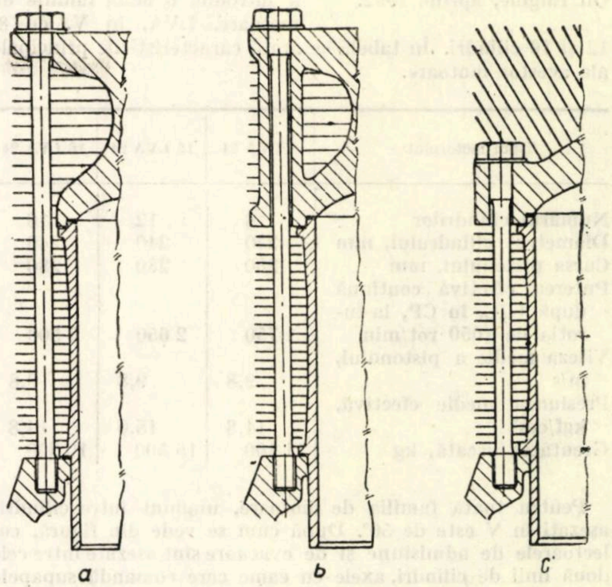


Fig. 3

Se înțelege că chiulasa se încovoaie și deformarea sa este transmisă cilindrului. Deformarea chiulasei este periculoasă și pentru etanșeitatea sediilor supapelor. Metoda arătată în figura 3*a* are avantajul unei suprafețe mari de trecere a aerului de răcire în dreptul legăturii dintre chiulasă și cilindru. Forța de strîngere a șuruburilor se transmite prin fundul superior rigid al chiulasei și prin pereții canalelor de admisiune și evacuare uniform pe întreaga suprafață de contact dintre chiulasă și cilindru. Rigiditatea chiulasei este mult mărită prin bozajele pentru șuruburi care leagă cele două funduri ale chiulasei, așa cum se arată în figura 3*b*. Bozajele au însă dezavantajul că reduc suprafața de trecere a aerului de răcire și complică forma chiulasei. În figura 3*c*, șuruburile sînt cele mai scurte, dar piulițele lor sînt greu accesibile și bozajele lor obturează trecerea aerului de răcire.

În ceea ce privește partea cilindrului prin care se introduce aerul de răcire, se dovedește că, acolo unde construcția motorului o permite, este avantajos ca aceasta să aibă loc prin partea unde se găsește supapa de admisiune.

Cu toate că circularea aerului de răcire prin depresiunea produsă de un exhaustor la ieșirea din sistem are marele avantaj că duce la o distribuție mai bună a aerului la cilindri și că simplifică mult capotajul, se preferă folosirea unei suflante deoarece aceasta pretinde un consum mai redus de energie.

Menținerea regimului termic optim al motorului la variația sarcinii și turației poate fi realizată prin modificarea turației suflantei la motoarele mari, iar la cele mici prin recircularea aerului cald de la ieșire.

Folosirea energiei gazelor de evacuare în scopul răcirii, prin exhaustarea aerului de răcire cu ajutorul ejectoarelor sau prin acționarea unei turbine care să antreneze suflanta, este un mijloc important de ridicare a performanțelor motorului.

Chiulasa individuală a motorului răcit cu aer este foarte potrivită pentru tipizare. Uzinele „Tatra" au reuşit să elaboreze o familie de motoare cu 1, 2, 3, 4, 6 cilindri în linie şi 6, 8 şi 12 în V, bazată pe monocilindru tip.

C.A.

Familia de motoare Diesel în V de mare putere. În: The Oil Engine, aprilie 1962. Pe lîngă motoarele Diesel în linie, de tipul LDA, Sulzer a introdus o nouă familie de motoare, LVA, în V, cu 8, 12 şi 16 cilindri. În tabelă se arată caracteristicile principale ale acestor motoare.

Tipul motorului	8 LVA 24	12 LVA 24	16 LVA 24
Numărul cilindrilor	8	12	16
Diametrul cilindrului, mm	240	240	240
Cursa pistonului, mm	280	280	280
Puterea efectivă continuă după UIC, în CP, la turaţia de 1050 rot/min	1 750	2 650	3 500
Viteza medie a pistonului, m/s	9,8	9,8	9,8
Presiunea medie efectivă, kgf/cm²	14,8	15,0	14,8
Greutatea uscată, kg	11 100	15 500	19 800

Pentru toată familia de motoare, unghiul între cilindrii aşezaţi în V este de 50°. După cum se vede din figură, colectoarele de admisiune şi de evacuare sînt aşezate între cele două linii de cilindri, axele cu came care comandă supapele şi pompele de injecţie fiind plasate lateral.

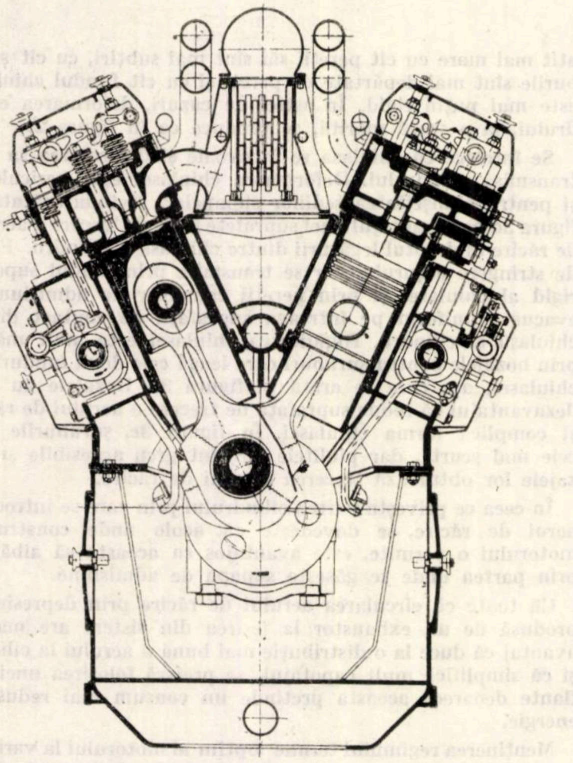


Fig. 1

Motoarele folosesc turbosupraalimentarea cu răcire intermediară a aerului. Răcitorul intermediar al aerului de supraalimentare este plasat tot între cele două linii de cilindri.

Pentru motoarele cu 8 şi 12 cilindri se foloseşte un singur grup de turbosupraalimentare, montat deasupra carterului volantului, iar motorul cu 16 cilindri este înzestrat cu două grupuri.

Blocul cilindrilor este de construcţie sudată, cu cămăşi umede de cilindri.

Bielele cilindrilor opuşi sînt articulate alăturat pe fusuri, în ambielaj obişnuit. Cuzineţii de bielă scurţi, cu încărcări mari, sînt trimetalici. Capacele bielelor sînt oblice, cu dinţi de centrare.

Pistoanele sînt din aliaj de aluminiu şi au fundurile răcite.

Arborele cotit are braţele în formă de disc şi posedă un amortizor de vibraţii.

C.A.

Motor Diesel cu patru cilindri de 1,5 l. Mitsubishi. Kunizo Saji. În: M.T.Z. nr. 10, 1962. În ultimii 4—5 ani s-au depus eforturi susţinute pentru construirea unor motoare Diesel de mare turaţie (3 000 — 4 000 rot/min) în gama de puteri 40—70 CP. S-a căutat ca, prin construcţia şi caracteristicile lor, aceste motoare să poată fi utilizate nu numai în tracţiune, ci şi ca motoare industriale, agricole sau marine.

O comparaţie a unor motoare Diesel recente de mare turaţie, cu patru cilindri, se poate face din tabela 1. Motorul 4DPI, ultimul ca dată de apariţie, se distinge prin puterea sa litrică foarte ridicată (35 CP/l), prin greutatea sa pe cal putere foarte redusă (3,1 kg/CP) şi prin turaţia sa ridicată (4 400 rot/min la puterea maximă).

Problema esenţială a funcţionării motorului Diesel la turaţii mari este realizarea rapidă şi în condiţii bune a amestecului dintre aer şi combustibil în vederea arderii cît mai rapide (se ştie că la 4 000 rot/min durata unei arderi acceptabile este de 1/400 dintr-o secundă). Pentru realizarea acestui deziderat s-a apelat în special la camere de ardere cu vîrtej şi la camere cu preardere. Motorul 4DPI Mitsubishi Nippon utilizează o cameră separată de vîrtej (fig.1) de tipul Ricardo (Comet V) adaptată cerinţelor motorului în cauză.

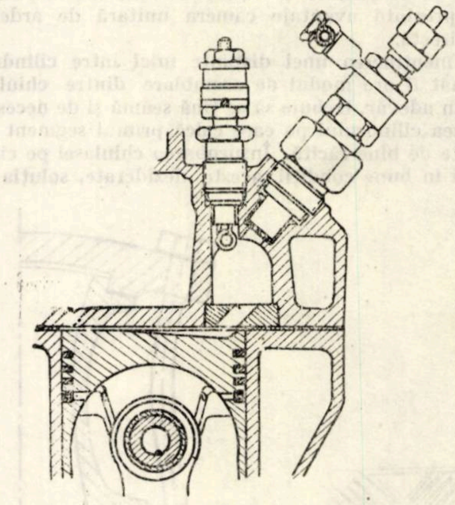


Fig. 1

Încercările prototipului au pus în evidenţă influenţa poziţiei injectorului în camera separată de vîrtej, constatînduse că poziţia arătată în figura 1 conduce la puterile cele mai mari şi la consumurile specifice de combustibil cele mai mici, la orice turaţie.

Punerea la punct a prototipului a mai scos în evidenţă faptul că organizarea arderii în camera propriu-zisă de ardere pretinde o profilare adecvată a fundului pistonului. Prin profilarea corespunzătoare a fundului pistonului se poate obţine, faţă de pistonul cu fundul plat, o reducere însemnată a consumului specific de combustibil la orice sarcină, reducere care se accentuează, cum este natural, odată cu creşterea turaţiei, ajungînd de ordinul a 25 g/CPh la 4 000 rot/min.

Tabela 1

Fabricat			Mitsubishi Nippon	BMC	Perkins	Mercedes Benz	Peugeot	Mercedes Benz	Mercedes Benz	Isuzu	BMC	Shin Mitsubishi	Standard	Rover
Tip			4 DPI	1,5 l	4/99	OM 636 VII	X 4	OM 621	OM 621 III	DL 201	2,2 l	KE-31	OE 138	2 1/4 l
Diametrul cilindrului	D	mm	75	73	76,2	75	85	85	87	83	82,6	79,6	84,1	90,5
Cursa pistonului	S	mm	84	88,9	88,9	100	80	83,6	83,6	92	101,6	111,1	101,6	88,9
S/D	—	—	1,12	1,22	1,17	1,33	0,94	0,98	0,96	1,11	1,23	1,40	1,21	0,98
Cilindreea totală	V_t	l	1,484	1,491	1,621	1,767	1,816	1,897	1,988	1,991	2,180	2,199	2,260	2,286
Raportul de comprimare	ε	—	21	23	20	19	21	21	21	21	20	18	20	23
Puterea efectivă maximă	$P_{e\,max}$	CP	52	40	43	43	50	50	55	55	55	61	54	62
Turaţia de putere maximă	n_P	rot/min	4 400	4 000	4 000	3 500	4 000	4 000	4 200	3 800	3 500	3 600	3 500	4 000
Momentul motor maxim	$M_{e\,max}$	kgf.m	10	8,85	10,1	10,3	11	11	11,5	12,3	12,3	14	13,4	14,25
Presiunea medie efectivă maximă	$p_{e\,max}$	kgf/cm²	8,5	7,5	7,8	7,3	7,3	7,3	7,66	7,8	7,1	8,0	7,4	7,8
Greutatea uscată	G_u	kg	160	184	200	179	170	172	180	176	272	220	280	250
Puterea litrică	P_l	CP/l	35,0	26,8	26,5	24,4	23,7	26,4	27,7	27,5	25,2	27,3	24,7	27,1
Greutatea pe cal putere	G_P	kg/CP	3,1	4,6	4,65	4,16	3,4	3,44	2,28	3,2	5,0	3,6	5,0	4,0
Viteza medie a pistonului la turaţia n_P	W_{pm}	m/s	12,3	11,9	11,9	11,7	10,7	11,2	11,7	11,7	11,9	13,3	11,9	11,9

În figura 2 se arată caracteristica de turaţie a motorului 4DPI, iar în figura 3 caracteristica complexă. Se observă că polul economic (punctul de consum specific de combustibil minimum minimorum) este suficient de bine plasat faţă

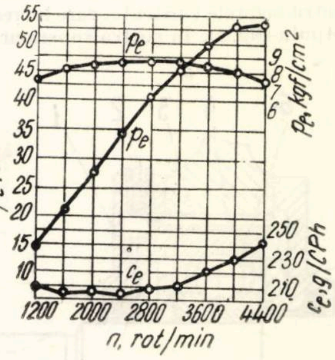


Fig. 2

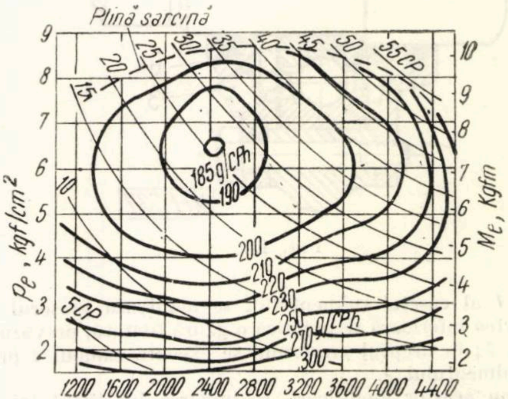


Fig. 3

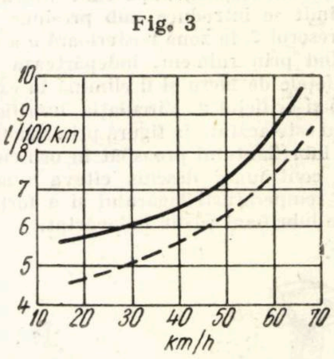


Fig. 4

de plina sarcină (la 77% din plina sarcină) şi că alura curbelor de izoconsum specific de combustibil este potrivită pentru scopurile tracţiunii. Ca urmare, s-au putut realiza, la montarea motorului pe o autoutilitară, consumuri de combustibil la 100 km deosebit de reduse (fig.4) (curba cu linie continuă pentru greutatea totală de 3 295 kg, iar cea punctată pentru greutatea de 1 545 kg a autoutilitarei).

C.A.

Lagăre cu înlocuirea din mers a lubrifianţilor consistenţi. G. I. Skilko. In: Energhetik, nr. 10, 1962.

Asigurarea stabilităţii la uzură a lagărelor pe rulmenţi este de neconceput fără înlocuirea periodică a lubrifiantului uzat cu lubrifiant nou.

Cele mai răspîndite construcţii de lagăre pe rulmenţi nu permit această înlocuire decît după demontarea lor, ceea ce presupune oprirea agregatelor din care fac parte şi efectuarea la montaj a unei recentrări a arborilor. Din cauza acestor dificultăți, în practică, deseori, lubrifiantul nu se schimbă la timp.

Pentru a simplifica considerabil operația de schimbare a lubrifiantului, în articol se propun modificări constructive neînsemnate pentru lagărele existente, care lucrează cu turații pînă la 3 000 rot/min (fig. 1). În partea superioară a capacului exterior *1* al casetei rulmentului, se montează gresorul *2*, iar în partea inferioară se practică o gaură filetată, prevăzută cu dopul *3*; în dreptul gresorului se execută canalul *4* prin caseta rulmentului *5*.

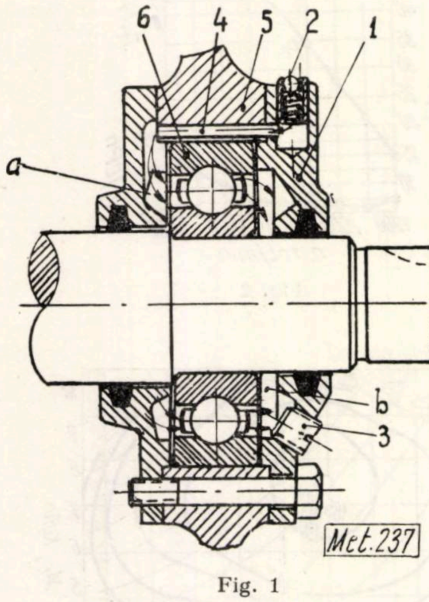


Fig. 1

În urma acestor modificări, schimbarea lubrifiantului se face fără a se demonta lagărul, după cum urmează: cu ajutorul unui decalimit se introduce sub presiune lubrifiantul consistent prin gresorul *2*, în zona posterioară *a* a rulmentului *6*; de aici, trecînd prin rulment, îndepărtează lubrifiantul uzat de pe suprafețele de lucru și îl elimină în exterior, prin zona anterioară *b* și orificiul *3*. Circulația lubrifiantului prin caseta rulmentului este arătată în figură prin săgeți.

După apariția lubrifiantului proaspăt în orificiul *3*, acesta este menținut în continuare deschis cîteva minute, pentru ca sub influența temperaturii lagărului și a forțelor centrifuge, surplusul de lubrifiant să fie îndepărtat.

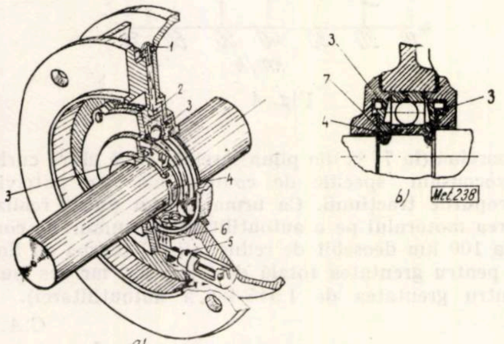


Fig. 2

În figura 2, *a* se arată construcția unui lagăr pe rulmenți pentru viteza de rotație pînă la 12 000 rot/min, ce permite schimbarea lubrifiantului fără demontare.

Lubrifiantul consistent de la gresorul *1* se deplasează prin canalul *2* și prin rulment spre orificiul *6*. Rulmentul se fixează pe arbore cu ajutorul șaibei elastice *4*. Plunjerul *5* se execută din aliajul de aluminiu AL-9. Evacuarea lubrifiantului uzat spre orificiul în care se găsește partea de mijloc a plunjerului, precum și etanșarea casetei rulmentului se fac de către discurile cu palete *3*; acestea înlocuiesc canalele de etanșare și inelele de pîslă care nu mai corespund la viteze mai mari de 6000 rot/min.

Inelele cu paleta *3* se fixează pe arbore cu ajutorul știfturilor *7* (fig. 2, *b*). Inelele acționează în genul unor turbine ce refulează pe suprafețele de lucru ale rulmentului, lubrifiantul fiind îndepărtat de forțele centrifuge. De asemenea, împreună cu plunjerul *5*, inelele dozează automat cantitatea de lubrifiant care trebuie să rămînă în caseta rulmentului.

În articol se remarcă de asemenea gradul înalt de etanșeitate pe care-l asigură inelele. Experimentările au arătat că la viteze de rotație între 1 500—12 000 rot/min, lubrifiantul nu curge afară, chiar atunci cînd în mediul exterior lagărului există o zonă de depresiune.

D. M.

Finisarea prin frezare a roților dințate călite. G. G. Ovumian și I. I. Adam. În: Stanki i Instrument, nr. 12, 1962.

În prezent finisarea roților dințate după călire se face prin intermediul operației de șlefuire a danturii, caracterizată prin productivitatea mică și neeconomicitate, îndeosebi în cazul producției de mare serie.

În cadrul Institutului ȚNITMAȘ s-au dezvoltat lucrări de cercetare pentru găsirea unei metode de finisare de înaltă productivitate, care să înlăture deformările provocate de prelucrarea termică a danturii.

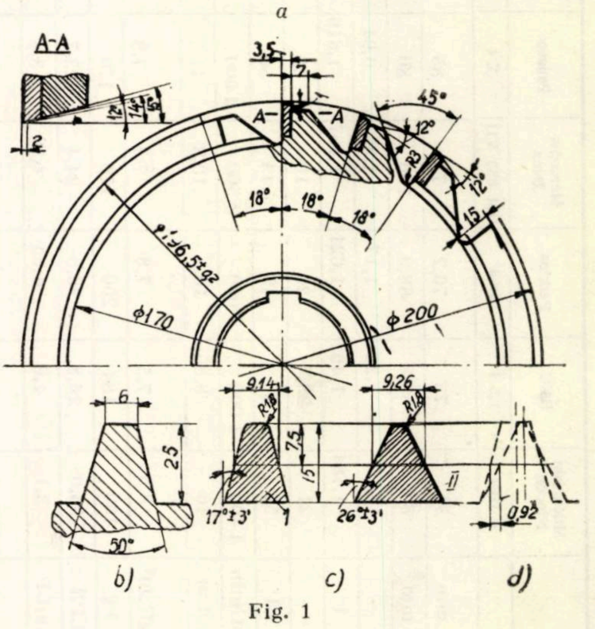


Fig. 1

Rezultatul lucrărilor s-a concretizat în construirea unei freze-melc (fig. 1), prevăzută cu plăcuțe din aliaje dure, capabilă să prelucreze danturi călite cu duritate înaltă — pînă la 53 unități RC.

Particularitățile marcante ale frezei sînt următoarele: freza are numai o singură spiră în loc de 4—5 spire, cît au frezele-melc obișnuite, ceea ce permite ascuțirea fină a suprafețelor laterale ale plăcuțelor tăietoare; dinții frezei au alternativ diferite unghiuri de profil pentru a permite prelucrarea întregului profil activ al roții dințate; freza se ascute după lipirea plăcuțelor din aliajul dur, asigurîndu-se astfel o înaltă precizie operației de ascuțire.

În figura 1 se arată: *a*—freza cu două profiluri de dinți pentru prelucrarea roților dințate, cu următoarele caracteristici: numărul de dinți — $z=40 \div 50$, modulul normal — $m_n=6$ mm, unghiul de înclinare a danturii — $\beta_d=0 \div 10°$; *b* — profilul dinților după tăiere; *c* — profilul dinților după ascuţire (*I* — dinţii cu număr de ordine impar, *II* — dinţii cu număr de ordine par); *d* — poziţionarea reciprocă a dinţilor vecini (de exemplu a dinţilor nr. 10 şi nr. 11).

Analiza teoretică şi grafică a arătat că freza cu o singură spiră este capabilă să prelucreze întregul profil activ al dintelui roţii dacă dinţii alternativi ai frezei se execută cu unghiuri diferite de profil: $\alpha f_1 \neq \alpha f_2 \neq 20°$ (unghiul de angrenare al roţii dinţate prelucrate).

Frezele de acest tip, prevăzute cu plăcuţe dure VK8 şi VK6M, s-au supus încercărilor prelucrîndu-se roţi dinţate din oţelul 40H cu duritatea 45—53 RC. Parametrii roţilor: 1) $m_n = 6$ mm, $z = 44$, $\beta_d = 10°$; 2) $m_n = 10$ mm, $z = 23$, $\beta_d = 25°$. Prelucrarea s-a efectuat pe maşina de frezat model 5327 cu următorul regim: viteza de aşchiere $v = 90$ m/min; avansul $s = 0{,}7 \div 1$ mm/rot; adaosul de prelucrare pe o singură parte 0,2—0,3 mm.

Uzura frezelor prevăzute cu plăcuţe dure VK8, caracterizată printr-o teşire de 0,4 mm a muchiei tăietoare, s-a obţinut după 2,5—3 ore de prelucrare a roţilor dinţate călite cu duritatea de 50—53 RC. Aceeaşi uzură s-a obţinut într-un timp de 2—3 ori mai ridicat dacă plăcuţele au fost de calitatea VK6M. Eroarea de prelucrare a profilului Δf în μ s-a încadrat în clasa 8-a de precizie după Gost 1643—56 (fig. 2). (În figură cifrele arată numărul de ordine al dintelui din dantura roţii prelucrate care are următoarele caracteristici: $z = 44$, $m_n = 6$ mm, $\beta_d = 10°$).

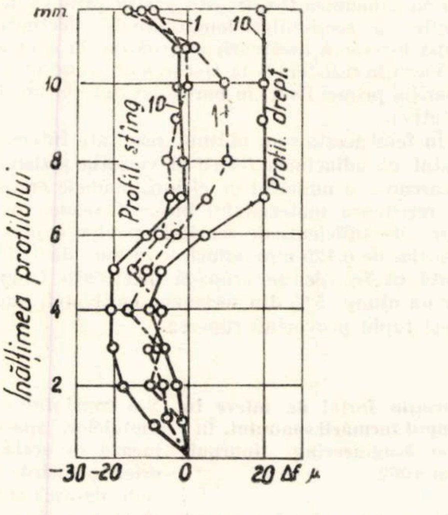


Fig. 2

Calitatea de prelucrare a suprafeţelor, măsurate cu aparatul KV7, a corespuns claselor 7—8 după Gost 2789—59. De asemenea s-a remarcat o ridicare a microdurităţii suprafeţelor frezate cu cîteva unităţi Rockwell.

În concluzie se arată că freza monospiră cu două unghiuri de profil reduce procesul tehnologic de prelucrare a danturii roţilor dinţate cu modulul mai mare de 4 la următoarele: tăierea la eboş a danturii, prelucrarea termică pînă la duritatea de 40—55 RC, finisarea danturii prin frezare.

D.M.

Dispozitiv pentru alezarea găurilor adînci. N. Sebrianski. În: Stanki i instrument, nr. 7, 1962.

Alezarea găurilor foarte adînci, cu toleranţe restrînse, este destul de greu de realizat, astfel încît suprafaţa alezată să fie perfect netedă.

Cu ajutorul acestui dispozitiv se pot aleza găuri de 25—150 mm diametru.

În figura 1 este arătat capul alezorului combinat, care se compune din capul *3* de oţel tratat termic, prevăzut cu dispozitivele de ghidare *4*, confecţionate din oţel călit şi rectificate, şi a căror uzură este compensată de bucşele *8* intercalate între acesta şi corpul piesei. Alezorul pentru semifinisare serveşte la mărirea diametrului găurii, astfel încît cuţitul reglabil *2*, care alezează gaura la dimensiunile finale, să aşchieze foarte puţin material. Atît alezorul *1* cît şi cuţitul *2* sînt prevăzute cu plăcuţe de carbură de tungsten; ascuţirea lor definitivă se face după montare.

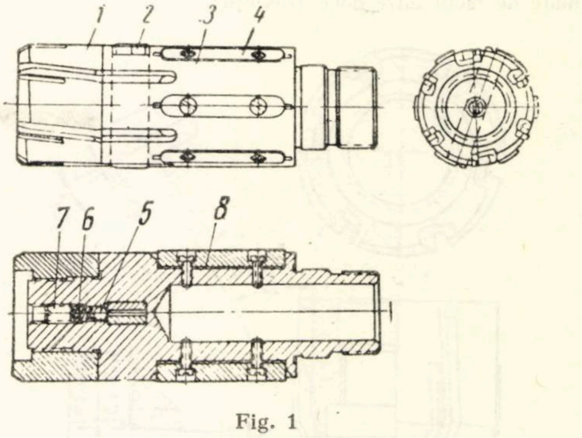


Fig. 1

Capul (fig. 1) funcţionează ca şi burghiul pentru găurire adîncă, cu singura deosebire că în caz de nevoie se poate realiza o superfinisare cu ajutorul cuţitului reglabil *2* în cursa de întoarcere.

Cuţitul reglabil *2* este aşezat într-o deschidere dreptunghiulară în partea dinainte a capului alezor, între alezorul de semifinisare şi dispozitivele de ghidare *4*; aceasta trebuie să fie perfect finisată şi riguros perpendiculară şi simetrică faţă de axa corpului. Cuţitul este menţinut în această deschidere cu ajutorul unei bile *5* împinsă de resortul *6*, a cărei presiune este reglată de şurubul înecat *7*. Diametrul exterior al corpului alezorului trebuie să fie cu 1—1,5 mm mai mic decît acela al găurii care se alezează.

În figura 2 este reprezentată schema de ansamblu al dispozitivului de alezare adîncă cu ajutorul capului combinat reprezentat în figura 1.

Problema evacuării aşchiilor este rezolvată într-un mod foarte simplu; ele sînt împinse înainte prin gaura efectuată de presiunea declanşată de pompa de răcire *1*. Lichidul de răcire, după ce a trecut prin gaura centrală a portalezorului *5* şi după ce este dirijat prin micile orificii radiale către vîrful dinţilor tăietori ai alezorului, împinge şpanul spre ieşire prin orificiile *2* special efectuate în dispozitivul de prindere a piesei.

Pentru a se evita ca şpanul, care uneori poate atinge cîţiva metri lungime, să nu se înfăşoare în jurul bazei strungului, aceste orificii sînt prevăzute cu cuţite, care, în mişcarea de rotire a dispozitivului de prindere a piesei, întîlnesc cuţitul *3*, fixat pe căruciorul portsculă al strungului, şi taie şpanul.

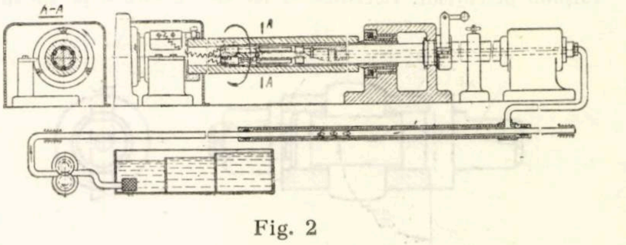


Fig. 2

Calitatea şi precizia prelucrării depind, în special, de ghidarea sculei care, la acest dispozitiv, este asigurată de partea prelucrată a alezajului în care piesele *4* se angajează cu joc minim şi, o dată intrate, ghidează alezorul; chiar înainte de a atinge piesa alezorul este ghidat de bucşa *4* în care se angajează dispozitivele de ghidare. Afară de aceasta, bucşa *4* centrează piesa prin partea sa conică.

Datorită faptului că se pot combina două scule de semifinisare şi de finisare, alezarea se efectuează într-o singură trecere. În anumite cazuri (de exemplu, ados mare de prelucrare) se efectuează o alezare preliminară cu un dispozitiv identic cu cel arătat în figura 1, dar fără cuţitul *2*.

Alezorul de eboşare (fig. 3) îndepărtează cea mai mare parte a adosului de prelucrare, astfel încît cuţitul *2* este supus la minimum de efort, ceea ce asigură o durată mare de lucru între două reascuţiri.

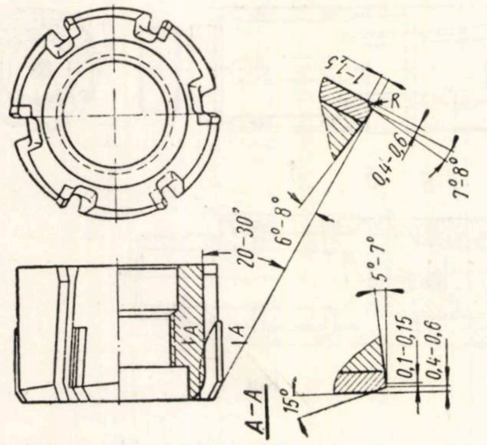


Fig. 3

Pe partea din faţă a dinţilor alezorului este fixat un dispozitiv *R* de sfărîmare a aşchiilor, astfel încît spirala de şpan să fie evacuată.

În figura 4 sînt reprezentate trei rondele de cuţite reglabile *A*, *B* şi *C*. Acest cuţit formează aşchii subţiri dar late. Unghiul de atac este negativ. Înainte de prelucrare, tăişul plăcuţelor din carburi metalice este rotunjit cu o rază de 0,02—0,03 mm, ceea ce asigură o calitate bună a suprafeţei găurii.

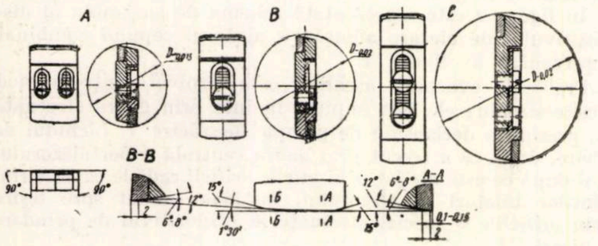


Fig. 4

Calitatea prelucrării depinde în mare măsură de ascuţirea tăişului plăcuţelor. Rectificarea lor se efectuează pe un dispozitiv special (fig. 5) compus din dispozitivul de prindere cilindric *1* în care este prins cuţitul între două bucşe *2* şi *3* călite, ale căror suprafeţe sînt rectificate perfect paralele şi perpendiculare pe axa dispozitivului de prindere. Cuţitul este fixat cu piuliţa *4*, a cărei suprafaţă de strîngere este perfect perpendiculară pe filet.

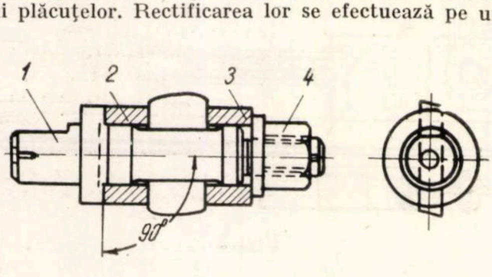


Fig. 5

Vitezele de tăiere depind de calitatea plăcuţelor, de materialul care se prelucrează şi de lubrifiant; în general, sînt de 100—110 m/min pentru oţelurile tratate, şi de 120—150 m/min pentru cele netratate. Avansul sculei nu trebuie să depăşească 0,04—0,05 mm/rot.

Z. D.

Detectarea fisurilor de oboseală cu ajutorul variaţiei unei rezistenţe electrice. În: Materials Research and Standard, iunie, 1962.

În general, criteriul de determinare a rezistenţei la oboseală este ruperea, deoarece maşinile de încercat materiale la oboseală nu sînt prevăzute cu dispozitive destul de sensibile pentru a detecta fisurile produse de oboseala materialelor.

Pentru a studia formarea şi propagarea fisurilor produse de oboseala materialului, s-au găsit diferite metode dintre care unele constau în măsurarea pierderilor magnetice sau prin curenţi Foucault ale metalelor feroase, iar altele în măsurarea rezistenţelor electrice.

Metodele de măsurare a rezistenţelor electrice au fost perfecţionate, folosindu-se o tehnică specială cu ajutorul căreia adîncimea fisurii este găsită prin examinarea metalografică a secţiunilor longitudinale efectuate în epruvetă după încetarea încărcării alternative la care au fost supuse.

Variaţia rezistenţei la trecerea unui curent continuu indică apariţia primei fisuri în barele crestate încercate pe o maşină rotativă.

În felul acesta s-au obţinut rezultate interesante: s-a constatat că adîncimea fisurii şi variaţia rezistenţei depind de încărcarea şi numărul de cicluri, ambele crescînd pe măsură ce rezistenţa materialului încercat scade. Această metodă, care este suficient, de sensibilă pentru a permite detectarea fisurilor de 0,125 mm adîncime în bare de 8,25 mm diametru, arată că fisurile se propagă încet, atît timp cît suprafaţa lor nu ajunge 5 % din secţiunea epruvetei, după care se propagă rapid provocînd ruperea.

I. B.

Variaţia forţei de tăiere în timpul formării şpanului. În: The Engineering Journal, mai 1962.

S-a constatat că, la aşchierea metalelor, şpanul nu se formează în acelaşi mod pentru diferite metale şi pentru metode de aşchiere diferite.

În cazul metalelor casante (fonta), aşchia se rupe, iar în cazul metalelor ductile, aşchia este continuă (în unele cazuri aderă pe sculă). Se consideră că aşchierea metalelor ductile este mai frecventă şi cele mai multe dintre studiile efectuate asupra mecanismului de aşchiere, admit că aşchia— continuă — se formează prin simplă forfecare într-un plan care trece prin vîrful sculei şi suprafaţa piesei prelucrate. De cele mai multe ori însă această teorie nu este verificată experimental, deoarece aşchia se fragmentează sau se lipeşte de tăişul cuţitului.

Sudarea particulelor de şpan pe tăişul cuţitului a fost constatată în condiţii de aşchiere foarte diferite. În cadrul experimentărilor s-au variat foarte mult condiţiile de aşchiere, constatîndu-se că în realitate şpanul este format, în general, dintr-o serie de fragmente lipite unul de celălalt, ceea ce arată că formarea aşchiei este periodică şi nu continuă. Pentru a se studia mecanismul formării aşchiei, s-a încercat să se precizeze felul în care variază forţele de tăiere care îl influenţează. Compararea filmelor operaţiilor de aşchiere şi oscilogramele forţei de tăiere arată că, atunci cînd un fragment de şpan este aproape format, forţa de tăiere este maximă şi că atunci cînd un fragment de şpan începe să se formeze, forţa de tăiere este minimă. Forţa de tăiere creşte deci în timpul formării fragmentului de şpan şi descreşte rapid în momentul în care fragmentul a fost format.

Z.D.

Recenzii

Z. Eminger şi V. Koselev: **Scule turnate** (Litoi instrument) Moscova, Editura Maşghiz, 1962, 186 p. 180 fig.

Editura Maşghiz a publicat, în limba rusă, lucrarea „Scule turnate" a specialiştilor cehi Z. Eminger şi V. Koselev, apărută în limba engleză la Praga, în anul 1957. Ea tratează problemele turnării prin metoda de precizie a instrumentelor şi sculelor executate din oţeluri rapide. Sînt analizate unele proprietăţi de turnare ale oţelurilor, procesul de solidificare şi defectele legate de acesta. Se face o comparaţie între sculele turnate şi forjate din punctul de vedere al preţurilor de cost şi al proprietăţilor.

În capitolul al II-lea se descriu metodele de turnare a instrumentelor (turnare obişnuită, centrifugală, şi turnare prin răsturnarea cuptorului de care este fixată forma), precum şi construcţia cuptoarelor, compoziţia căptuşelii, procesul de topire, avantajele folosirii cuptorului basculant şi turnarea directă din cuptor în formă.

În continuare (capitolul al IV-lea) se tratează pe larg modul de executare a modelelor şi formelor (modele fuzibile de ceară, modele obţinute prin îngheţarea mercurului, modele metalice), proprietăţile amestecurilor de formare, procesul de formare şi uscare a formelor, utilajul necesar. Se descrie apoi metoda de turnare a formelor prin răsturnarea cuptorului şi avantajele acestei metode.

Capitolul al V-lea studiază compoziţia chimică şi clasificarea oţelurilor rapide pentru turnarea sculelor, precum şi elaborarea acestor oţeluri.

În continuare (capitolul al VI-lea şi al VII-lea) se arată operaţiile de tratament termic şi se analizează pe larg condiţiile de obţinere a structurilor optime, precum şi cele de exploatare a sculelor turnate.

Lucrarea cuprinde multe date luate din experienţa laboratoarelor şi atelierelor uzinei „V. I. Lenin" din Plzen, ceea ce face ca aceasta să fie deosebit de folositoare atît practicienilor, cît şi cercetătorilor experimentatori. În special, trebuie menţionată metoda de turnare a oţelului direct în forme prin răsturnarea cuptorului, care asigură o calitate superioară a sculelor.

Lucrarea reuşeşte să prezinte succint întregul proces de executare a sculelor prin turnare, pornind de la elaborare şi turnare şi terminînd cu probleme legate de metalurgia fizică a oţelurilor rapide.

Sînt preţioase, de asemenea, observaţiile autorilor privind partea economică a acestui proces, mai ales cea legată de economia de elemente deficitare.

L. Sofroni

„Studii şi cercetări de metalurgie", anul VII, nr. 3, 1962.

Revista „Studii şi cercetări de metalurgie", nr. 3, 1962, elaborată de Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R., prezintă articole din diverse domenii ale metalurgiei: metalurgia fizică, metalurgia pulberilor, metalurgia metalelor neferoase, prepararea minereurilor şi materiale auxiliare, aplicarea izotopilor radioactivi în metalurgie.

În lucrarea „Cercetări cu privire la transformarea izotermă a austenitei în unele oţeluri aliate şi nealiate", care face parte dintr-o serie de lucrări din acelaşi domeniu, autorii (Tr. Dumitrescu, C. Ionescu şi M. Solacolu) studiază — pe cale dilatometrică — transformarea izotermă a austenitei în cinci oţeluri de arc.

În prima parte a lucrării se prezintă şi se discută diagramele TTT ale oţelurilor studiate, iar în cea de-a doua se analizează microstructurile obţinute.

Se discută influenţa elementelor de aliere asupra poziţiei şi formei curbelor din diagramele TTT, asupra procesului de formare a constituenţilor şi asupra aspectului acestora din urmă atît în timpul transformării cît şi final.

Se observă că, pentru a identifica constituenţii, trebuie să se ţină seamă nu numai de succesiunea lor în timp, dar şi de individualitatea lor structurală, atît în timpul cît şi la sfîrşitul transformării.

Ţinînd seamă de aceasta, autorii au constatat că ferita care se separă înaintea bainitei este de două tipuri distincte. Unul este reprezentat prin ferita care se formează înaintea bainitei şi care îşi păstrează individualitatea structurală în timpul şi la sfîrşitul transformării austenitei, bainita separîndu-se ulterior ca un constituent complet distinct. Această ferită este denumită ferită probainitică. Cel de-al doilea tip, cu toate că iniţiază transformarea austenitei, nu are o individualitate structurală decît în prima parte a transformării relativ scurte, apoi pierde gradat caracteristicile sale iniţiale ca urmare a precipitării carburilor, participînd cu acestea la formarea bainitei. Această ferită este denumită ferită bainitică.

„Rezistivitatea electrică a indiului în funcţie de gradul de puritate". Autorii (M. Protopopescu, St. Zămîrcă, N. Petrescu şi V. Triţă), urmărind obţinerea unui indiu pentru semiconductoare, care trebuie să aibă un grad de puritate înaintat, au reuşit să obţină indiu de 99,998 %. Pentru aceasta au pornit de la un indiu tehnic de 96 % şi au folosit metoda cementării, urmată de electroliza soluţiilor clorhidrice, de volatilizarea impurităţilor în vid şi de topirea zonară cu răcire forţată.

Avînd determinată rezistivitatea la temperatura înconjurătoare şi în azot lichid, autorii au stabilit o dependenţă aproape liniară între raportul rezistivităţilor şi gradul de puritate al indiului.

Reprezentarea grafică poate fi folosită la evaluarea directă, uşoară şi suficient de precisă a concentrării totale în impurităţi numai pentru determinarea rezistivităţii indiului destinat semiconductoarelor.

„Segmenţi de piston din pulberi metalice" (autori: A. Domşa, L. Botha, A. Palfalvi şi L. Sandor). După o scurtă analiză a factorilor care determină valorile caracteristicilor fizico-mecanice ale segmenţilor de piston, autorii descriu procedeele de obţinere a segmenţilor pornind de la pulbere de fier şi caracteristicile pe care le întrunesc.

Pentru determinarea rezistenţei la uzură şi a stabilităţii fizico-mecanice în condiţiile din motor, autorii au încercat segmenţi atît pe un motor monocilindric de laborator, cît şi pe un compresor utilizat în tehnica frigului.

Rezultatele obţinute au arătat posibilitatea de a întrebuinţa cu succes aceşti segmenţi în motoare şi compresoare.

În lucrarea „Studiul desulfurării piritelor în medii inerte", autorii (E. Pinkovschi şi E. Tonca) au studiat desulfurarea piritelor în argon lipsit de oxigen. Instalaţia originală, relativ simplă, le-a permis să stabilească influenţa exercitată de temperatură, starea granulometrică şi debitul gazului inert asupra vitezei procesului de desulfurare. Ei au studiat de asemenea, reactivitatea în raport cu acizii, a fazei solide rămasă după desulfurare, arătînd că aceasta depinde de temperatura de desulfurare. Cu creşterea temperaturii, faza solidă se apropie, din punct de vedere structural, de compusul stochiometric FeS.

„Comportarea la udarea de către topituri a unor oxizi refractari". Autorul (R. Dinescu) urmăreşte studiul comportării oxizilor Al_2O_3, BeO, TiO_2 ZrO_2 şi V_2O_5, umectaţi cu o sticlă silico-plumbo-potasică topită, folosind metoda picăturii aşezate cu determinări pe cale fotografică.

S-au măsurat unghiul de contact şi lucrul de adeziune în funcţie de temperatură pînă la 1 200°C.

Rezultatele arată marea aptitudine de umezire a Al_2O_3, BeO, şi adeziunea redusă pentru V_2O_5 şi ZrO_2.

În domeniul aplicării izotopilor radioactivi în metalurgie, autorii El. Läbuşcă, M. Alecu şi I. Mirion prezintă „Studiul identificării surselor de impurificare cu incluziuni nemetalice exogene a oţelurilor elaborate în cuptoare Siemens-Martin". În scopul identificării provenienţei incluziunilor nemetalice din oţel, autorii au marcat cu izotopi produsele refractare întrebuinţate pe traseul de turnare a oţelului şi au separat, prin electroliză, incluziunile nemetalice ale probelor din oţel, provenite din şarje turnate pe aceste produse refractare marcate. Prin analiză şi separare radiochimică s-au determinat cantitativ incluziunile nemetalice provenite din zonele respective marcate.

S-a constatat, în general, o neomogenitate însemnată şi o dispersie a repartiţiei incluziunilor în şarje de oţel. Metoda de experimentare şi identificare a incluziunilor stabilită de către autori este suficient de sensibilă pentru a pune în evidenţă slabe conţinuturi de incluziuni de ordinul a 0,0005—0,0001 %.

Pe lîngă informaţii şi recenzii, revista mai cuprinde, la rubrica ,,Probleme noi în metalurgie", lucrarea ,,Producerea feromanganului afinat din minereuri sărace şi fosforoase prin aluminotermia zgurei manganoase lichide", autor I. Tripşa.

După discutarea metodei de obţinere a feromanganului afinat prin aluminotermia minereului artificial în stare topită (obţinut din minereuri sărace de mangan prin preparare pirometalurgică), autorul calculează bilanţul termic simplificat al procesului, arătînd avantajele acestuia.

Pe lîngă aceasta, revista mai cuprinde o informare despre ,,Sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic-Cluj" şi recenzia cărţilor ,,Aglomerarea", editată de William A. Knepper, New-York, Londra, 1962, şi, ,,Teoria formării", apărută sub redacţia prof. B. B. Guliaev, Moscova, 1961.

M. Solacolu

Orientări noi în proiectarea tehnologiei şi specializarea turnătoriilor. Biblioteca Analelor Institutului de studii romîno-sovietic, 1962.

Extinderea capacităţii de producţie a turnătoriilor de oţel, îmbunătăţirea calităţii oţelurilor, modernizarea metodelor de turnare şi forjare constituie sarcini importante ale industriei siderurgice din ţara noastră, în scopul satisfacerii nevoilor crescînde de oţel şi piese turnate ale economiei naţionale.

Pentru o cît mai bună şi largă documentare asupra acestor probleme, Biblioteca analelor romîno-sovietice, seria tehnică, editată de Institutul de studii romîno-sovietic al Academiei R.P.R., publică o culegere interesantă de articole traduse din literatura sovietică de specialitate, privind ,,Orientări noi în proiectarea tehnologiei şi specializarea turnătoriilor".

În problema atît de actuală a ,,Tehnologiei moderne de fabricare a pieselor turnate pentru maşini-unelte", I. L. Dodin semnează un studiu vast în care subliniază că, pentru accelerarea ritmului de dezvoltare a industriei constructoare de maşini-unelte, reducerea volumului de muncă şi a preţului de cost al executării pieselor şi maşinilor-unelte, precum şi pentru economisirea metalului, o importanţă hotărîtoare o are problema obţinerii unor semifabricate turnate precis, apropiate de piesele finite în ceea ce priveşte forma, dimensiunile şi calitatea suprafeţei. Această problemă, precum şi îmbunătăţirea caracteristicilor de rezistenţă a pieselor turnate, micşorarea volumului de muncă al fabricării lor şi reducerea considerabilă a rebuturilor constituie în esenţă direcţiile de bază ale dezvoltării tehnicii turnării în uzine. Soluţionarea constă în perfecţionarea radicală a tehnologiei de fabricaţie a pieselor prin turnare.

Autorul expune apoi soluţiile optime ale acestor probleme realizate în turnătorii, în institute de cercetări ştiinţifice şi în laboratoarele uzinelor constructoare de maşini-unelte şi scule.

În domeniul fabricării miezurilor şi formelor, menţionăm articolele ,,Executarea miezurilor prin procedeul de suflat şi procedeul de împuşcat amestec" de V. G. Rakogan; ,,Cercetarea proceselor de fabricare a formelor şi miezurilor ceramice turnate" de O. V. Kolaceva; ,,Amestecuri de formare bentonitice, sintetice" de A.A. Gorşkov, şi ,,Capacitatea de scurgere a amestecurilor" de G. M. Orlov, în care sînt analizate aspecte importante şi sînt prezentate procedee practice, economice şi de mărire a producţiei.

Procedeul de suflat amestec şi cel de împuşcat amestec, pentru executarea miezurilor (tema primului articol), prezintă procedeele cele mai perfecţionate şi de perspectivă pentru viitor. Autorul arată avantajele principale ale acestor procedee, care constau în: viteza volumetrică de formare mare; posibilitatea executării miezurilor de orice complexitate şi configuraţie; construcţia simplă a maşinii; condiţii optime pentru realizarea mecanizării complexe şi a automatizării. Sînt expuse apoi maşinile de suflat şi de împuşcat. În cel de-al doilea articol sînt arătate operaţiile proceselor de fabricare a formelor sau miezurilor ceramice turnate, procedee moderne de realizare a unor produse de calitate. Vom menţiona, de asemenea, problema amestecurilor de formare bentonitice, sintetice, pe care A. A. Gorşkov o tratează cu competenţă, arătînd avantajele acestor amestecuri faţă de altele şi subliniind faptul că crearea amestecurilor sintetice pe baza nisipurilor spălate şi a bentonitei va pune la dispoziţia turnătoriilor un mijloc eficace pentru creşterea productivităţii muncii şi reducerea rebuturilor.

O problemă dificilă a tehnologiei actuale de fabricare a formelor şi miezurilor din amestecuri cu sticlă solubilă constă în alegerea temeinică a regimurile de întărire, care să asigure posibilitatea obţinerii rezistenţei maxime a amestecurilor cu un consum minim de bioxid de carbon. În Articolul ,,Condiţiile raţionale de utilizare a bioxidului de carbon la tratarea amestecurilor cu sticlă solubilă", A. M. Leass şi P. I. Pobejimov determină consumurile de bioxid de carbon în cazul întrebuinţării unor amestecuri cu sticlă solubilă cu moduli diferiţi, şi lămuresc legătura dintre consumul de bioxid de carbon, durata suflării şi rezistenţa obţinută a amestecurilor.

Referitor la piesele mari turnate, volumul conţine articolele: ,,Situaţia actuală şi direcţiile de bază în dezvoltarea tehnologiei de fabricare a pieselor mari turnate din oţel" de P. F. Vasilevski, şi ,,Cercetări privind răcirea forţată a pieselor mari turnate din oţel în forme de turnare" de P. N. Bidulia. În practica turnătoriilor sînt cunoscute cîteva metode de răcire artificială a pieselor turnate, însă a pieselor mici. Pentru piesele mari turnate din oţel s-a ajuns astăzi la crearea unei tehnologii noi de răcire forţată care constă în faptul că elementele normalizate de răcire, executate sub forma unor elemente cave, se introduc în formă, la oarecare distanţă de model, formînd un sistem de canale pentru suflarea aerului. După expunerea metodei, autorul prezintă şi experienţele turnării unor plăci cu greutatea de 19,5 t şi turnarea şabotelor cu greutatea de 20 t.

Culegerea este deosebit de utilă cercetătorilor ştiinţifici, lucrătorilor din industria metalurgică, cadrelor didactice şi studenţilor din această specialitate, prin problemele de actualitate şi soluţiile noi pe care le prezintă.

V. Dam

C. ARAMĂ, B. GRÜNWALD, Tr. DUDAŞ, AL. DĂNESCU, N. APOSTOLESCU şi A. MANOLE: **Combustibili şi lubrifianţi pentru motoare.** Bucureşti, Editura tehnică, 1962, 410 p.

În cadrul lucrării sînt prezentaţi combustibilii şi lubrifianţii utilizaţi în mod curent pentru motoarele cu ardere internă. Prezentarea cuprinde, pe lîngă aspectul tehnologic de fabricaţie respectiv şi consideraţiile necesare asupra compoziţiei şi proprietăţilor fizico-chimice, consideraţii strîns legate pe de o parte de principiile formării amestecului şi arderii în motor, iar pe de altă parte de particularităţile funcţionale şi constructive ale sistemelor de alimentare şi ungere.

În capitolul introductiv apare, afară de expunerea necesară a clasificării motoarelor şi a criteriilor de clasificare utilizate în practică, şi precizarea sensului unor indici tehnico-economici utilizaţi în domeniul respectiv (lucru mecanic ciclic, putere indicată, consum de combustibil etc.), precizare utilă atît din punct de vedere general, cît şi pentru asimilarea corectă a textului lucrării.

Următoarele două capitole prezintă compoziţia chimică a combustibililor lichizi pentru motoare, pornind de la compoziţia chimică a ţiţeiurilor şi de la structura principială a hidrocarburilor, cum şi tehnologia de fabricaţie a acestor combustibili. Sînt analizaţi pe scurt diverşi compuşi care intră în compoziţia ţiţeiului şi a combustibilului lichid rezultat. Tehnologia de fabricaţie este expusă principial în sensul precizării noţiunilor de distilare primară, cracare, reformare sau de prelucrare a gazelor de rafinărie.

Cele mai noi cunoştinţe în legătură cu arderea combustibililor în motoare sînt expuse într-un capitol separat, sub forma unor teorii unitare de corespunzătoare ţinută ştiinţifică. Sînt analizate problemele principiale în legătură cu termodinamica arderii. Teoria cinetică a arderii este redată la nivelul ultimelor cunoştinţe şi fundamentată pe caracterul ramificat al reacţiilor, descoperit de academicianul N. N. Semionov. Aspectele caracteristice ale arderii normale sau anormale în motorul cu aprindere prin scînteie şi ale arderii în motorul cu aprindere prin comprimare, analiza influenţei diverşilor parametri asupra desfăşurării acestor procese, sînt analizate în lumina cercetărilor actuale.

Formarea amestecului în motoarele cu ardere internă constituie conţinutul capitolului următor în care se analizează aspectele caracteristice ale formării amestecului prin carburaţie şi prin injecţie de benzină pentru motorul cu aprindere prin scînteie şi problemele specifice ale formării amestecului în motorul cu aprindere prin comprimare, pulverizarea şi vaporizarea combustibilului, construcţia camerelor de ardere. Analiza aspectelor caracteristice ale formării amestecului este realizată corespunzător, în strînsă concordanţă cu rezultatele ultimelor cercetări în această direcţie.

Proprietăţile fizico-chimice ale combustibililor şi metodele de determinare a indicilor respectivi formează obiectul capitolului al VI-lea al lucrării. Sînt expuse sistematic proprietăţile, metodele de determinare fiind cele curente, precizate prin standarde. Trebuie menţionat că expunerea nu se referă la simpla prezentare a combustibililor, ci se realizează o analiză amănunţită a corelaţiilor dintre proprietăţile examinate şi comportarea combustibilului în motor.

Sînt prezentaţi, în continuare, antidetonanţii uzuali, aditivii pentru combaterea aprinderilor secundare şi acceleratorii utilizaţi pentru mărirea cifrei octanice a combustibililor pentru motoarele cu aprindere prin comprimare.

Problemele specifice ale combustibililor folosiţi pentru motoarele de tracţiune constituie obiectul unui scurt capitol care oferă totuşi datele practice necesare unei documentaţii utile.

În cadrul problemelor speciale este apoi analizată comportarea combustibililor grei la arderea în motoarele cu aprindere prin comprimare — probleme de actuală importanţă economică —, problema utilizării combustibililor la temperaturi joase, cum şi problema variaţiei proprietăţilor combustibililor în timpul şi din cauza depozitării.

Prescripţiile pentru exploatarea combustibililor, legate de electrizarea, toxiciatea şi depozitarea combustibililor, sînt prezentate succint.

În continuare este examinată problema lubrifianţilor, căreia i se acordă toată importanţa cuvenită, diferitele aspecte fiind analizate pe aproape o treime din lucrarea menţionată.

După expunerea problemelor generale ale frecării şi ungerii, în lumina teoriilor acceptate în momentul de faţă, se trece la problemele specifice ungerii motoarelor, analizîndu-se condiţiile de ungere ale diferitelor organe ale motorului cu ardere internă, sistemele de ungere folosite şi comportarea lubrifianţilor în timpul funcţionării motorului. Analiza cauzelor depunerilor în motorul cu ardere internă — calamină, lacuri, depozite — formează obiectul unui paragraf deosebit, în care se precizează nu numai cauzele fenomenelor descrise, ci şi metodele de diminuare a depunerilor.

În cele ce urmează se precizează tehnologia fabricaţiei uleiurilor minerale, insistîndu-se, în special, asupra aspectelor care concură la îmbunătăţirea calităţilor — rafinare, dezasfaltare, deparafinare etc.

Proprietăţile fizico-chimice ale uleiurilor sînt analizate în acelaşi sens ca şi în cazul combustibililor, precizîndu-se corelaţiile dintre proprietăţile examinate şi comportarea uleiului în motor.

Sub acelaşi aspect, al comportării în motor, sînt analizaţi aditivii uzuali pentru ulei.

Un capitol separat prezintă uleiurile indicate prin standarde pentru diferite tipuri de motoare.

Ultimul capitol al lucrării tratează problema unsorilor consistente şi a vaselinelor.

În rezumat, lucrarea prezentată iese din făgaşul obişnuit al lucrărilor de acest gen. Aspectul particular al lucrării îl constituie continua corelaţie cu fenomenele fizico-chimice din motor, aspect care dovedeşte pe de o parte o adîncă cunoaştere a fenomenologiei în domeniul respectiv, constituind pe de altă parte o documentaţie de cea mai reală valoare nu numai pentru personalul tehnic care lucrează în domeniul exploatării motoarelor cu ardere internă, ci şi pentru personalul de calificare superioară — ingineri, cercetători — şi pentru studenţi.

M. Soare

L. M. MAIZEL: **Controlul automat al dimensiunilor pieselor.** Bucureşti, Editura tehnică, 1962.

Problema creşterii productivităţii muncii este o problemă centrală a economiei socialiste.

Volumul de muncă necesar pentru efectuarea operaţiilor neautomatizate de control depăşeşte, în multe cazuri, pe cel al operaţiilor productive.

În lucrare se analizează principiile de funcţionare şi construcţia cîtorva dintre cele mai răspîndite sisteme de control automat al dimensiunilor produselor prelucrate şi se descriu elementele principale ale acestor sisteme.

Prin programul de mecanizare şi automatizare a industriei din ţările socialiste, problemele de automatizare a controlului parametrilor proceselor de producţie şi în special controlul dimensiunilor geometrice ale produselor prelucrate au căpătat o importanţă deosebită.

În capitolul I al lucrării se face o clasificare a dispozitivelor de control automat al dimensiunilor liniare ale pieselor. Criteriile după care se face clasificarea sînt:

1) prezenţa sau absenţa acţiunii dispozitivului de control asupra procesului tehnologic de prelucrare a piesei, care determină valoarea dimensiunii controlate;

2) prezenţa sau absenţa transformării impulsului primar şi tipul acestei transformări;

3) gradul de automatizare a controlului.

Se analizează *dispozitivele de control activ*, care acţionează asupra maşinii-unelte în procesul de prelucrare a piesei, modificînd desfăşurarea procesului tehnologic. Ele sînt de mai multe tipuri:

— Dispozitivele pentru controlul pieselor în procesul de prelucrare au rolul de a întrerupe prelucrarea cînd piesa ajunge la dimensiunea stabilită sau de a schimba automat regimul de prelucrare în acest moment.

— Dispozitivele regloare acţionează asupra organului de lucru al maşinii după procesul de prelucrare a piesei.

— Dispozitivele de blocare şi protecţie, apropiate prin structura lor de dispozitivele regloare, au scopul de a opri maşina sau de a întrerupe alimentarea cu piese în cazuri anormale de funcţionare.

Se insistă mai mult asupra acestui sistem de control, pentru că dispozitivele de control activ previn apariţia rebutului.

Dispozitivele de control pasiv efectuează măsurarea pieselor fără a interveni în procesul tehnologic de producţie. Ele sînt de fapt dispozitive de control şi sortare.

Clasificarea dispozitivelor de control se face şi după prezenţa sau absenţa transformării impulsului (semnalului) primar şi după metoda de transformare.

După metoda de transformare a semnalului se deosebesc dispozitive: mecanice (cu pîrghie), electrice, pneumatice, optice, cu radiaţii etc. Această divizare este întrucîtva convenţională; ea determină numai modul fundamental de transformare, care imprimă caracterul său asupra formei elementului primar receptor. În realitate, însă, majoritatea dispozitivelor reprezintă sisteme combinate care folosesc cîteva tipuri de traductoare şi amplificatoare.

Se arată principiile de funcţionare ale dispozitivelor mecanice, electrice (metoda rezistenţei, cu contacte electrice, inductanţei, capacităţii, electrono-parametrică, piezoelectrică), pneumatice, optice (metoda fotoelectrică), cu radiaţii (metoda radioactivă şi metoda röntgenoscopică), metoda tensionării coardei, metoda magnetostrictivă.

După gradul de automatizare, autorul împarte dispozitivele de control automat al dimensiunilor pieselor în trei grupe:

1) dispozitive de control mecanizate — care sînt dispozitive de control pasive;

2) dispozitive de control semiautomate — se pot utiliza atît pentru controlul pasiv cît şi pentru controlul activ;

3) dispozitive de control automate — dispoztive tipice de control activ.

În capitolul II se analizează traductoarele — dispozitive care cuprind un element de măsurare care emite impulsul primar, putînd fi prevăzute şi cu dispozitive pentru transformarea sau amplificarea impulsului primar.

Sînt arătate traductoarele mecanice cu acţiune directă, traductoarele mecanice cu amplificare mecanică, traductoarele electrice (cu contacte cu o singură limită şi cu mai multe limite), traductoarele inductive (traductoare-transformator, traductoare cu ecran), traductoare capacitive şi traductoarele electrono-parametrice sau mecanotroane (bazate pe transformarea prin intermediul tuburilor electronice şi ionice a deplasărilor).

Se dau caracteristicile tehnice şi schema unora dintre aceste traductoare.

Sînt arătate *traductoarele pneumatice* care se bazează pe măsurarea variaţiei presiunii sau a debitului de aer, dependentă de variaţia secţiunii conductei de aer, care este determinată la rîndul său de variaţiile dimensiunii de controlat.

Avantajele principale ale măsurărilor pneumatice sînt următoarele:

a) precizie înaltă şi o stabilitate mare a indicaţiilor, asigurînd măsurarea pieselor cu o precizie pînă la 1μ;

b) domeniu mare de măsurare; ele pot fi utilizate nu numai pentru controlul dimensiunilor liniare, ci şi pentru controlul îmbinărilor şi al gradului de curăţenie a suprafeţei;

c) posibilitatea măsurării fără contact între instrumentul de măsurare şi piesa de controlat, cît şi o gamă largă a scalei cu sensibilitate mare a manometrului sau rotametrului.

În cazul utilizării dispozitivelor pneumatice automate în scopul de a se realiza un control activ, cît şi pentru unele tipuri de control pasiv (sortarea şi blocarea automată) se utilizează traductoarele electropneumatice cu contacte la care impulsul de măsurare al dispozitivului este transformat într-un impuls electric. Cele mai răspîndite traductoare sînt cu lichid şi cu element elastic.

Sînt arătate schemele traductoarelor electropneumatice cu lichid (diferenţiale cu contacte electrice cu mercur), cu membrană elastică (cu contacte electrice).

Traductoarele optice se bazează în majoritatea lor pe următorul principiu: fluxul luminos pornind de la o sursă sau trece printr-un orificiu de suprafaţă variabilă sau se reflectă pe o oglindă şi apoi cade pe o celulă fotoelectrică. Deoarece suprafaţa orificiului sau poziţia oglinzii depinde de dimensiunea controlată a piesei, intensitatea fluxului luminos care cade pe celula fotoelectrică va fi şi ea dependentă de dimensiunea controlată determinînd variaţiile corespunzătoare ale curentului fotoelectric. Dacă dimensiunea controlată şi prin urmare şi curentul fotoelectric se abat de la limita toleranţei, acţionează circuitul de semnalizare sau organul executor, care dirijează piesa în grupa corespunzătoare sau care comandă modificarea procesului tehnologic. Însă, datorită sensibilităţii mici a celulelor fotoelectrice, curenţii de lucru nu pot fi utilizaţi pentru funcţionarea schemelor fără amplificarea prealabilă. Această amplificare se face într-un amplificator separat sau chiar în interiorul celulelor fotoelectrice, folosindu-se în acest scop fenomenul emisiei electronice secundare.

Celulele fotoelectrice sînt cu efect exterior, interior (rezistenţe fotoelectrice) sau cu strat de baraj. În carte este arătată schema de conectare a celulelor fotoelectrice, curbele caracteristice (spectrală, de lumină, tensiune-curent şi oboseală în timp), precum şi tabele cu parametrii diverselor tipuri de celule fotoelectrice.

Sînt arătate de asemenea schema unui multiplicator fotoelectric cu un singur etaj, parametrii multiplicatoarelor fotoelectrice şi caracteristica tensiune-curent.

Traductoarele cu radiaţie folosesc la măsurarea dimensiunilor liniare ale pieselor metoda iradierii cu radiaţii ale izotopilor radioactivi. Această metodă se bazează pe dependenţa absorbţiei radiaţiilor β şi γ de grosimea obiectului controlat (densitatea fiind constantă).

Ca sursă de radiaţii nucleare se utilizează de obicei izotopii radioactivi artificiali.

Se arată ce trebuie să se aibă în vedere la alegerea izotopului ca şi părţile aparatelor, indicîndu-se atît modul de funcţionare, cît şi avantajele sau dezavantajele pe care le au. De asemenea, autorul indică şi iradierea cu radiaţii Röntgen.

În capitolul III sînt analizate schemele de conectare a traductoarelor. Se analizează astfel schemele de conectare ale traductoarelor cu contacte electrice de forţă, cu contacte din circuite de grilă (cu tuburi electronice sau cu tiratroane) schemele de conectare ale traductoarelor inductive (cu conectare directă a dispozitivului de măsurare în circuitul de alimentare a traductorului, cu logometre, cu punţi neechilibrate, cu punţi echilibrate, diferenţiale, cu rezonanţă). Schemele dispozitivelor de control automat cu traductoare capacitive, cu o largă utilizare indicate în lucrare sînt:

— de rezonanţă în circuit oscilant acordabil;

— în punţi de înaltă frecvenţă: neechilibrate şi de rezonanţă;

— cu divizor de tensiune şi înaltă frecvenţă.

De asemenea se arată în schemele de conectare ale traductoarelor electrono-parametrice, optice, cu radiaţie (schema directă, schema diferenţială, de compensare cu un receptor comun de radiaţii şi schemele de compensare cu modularea fluxurilor de radiaţii şi a fluxurilor luminoase).

Capitolul IV, este consacrat domeniilor de utilizare a dispozitivelor de control automat al dimensiunilor pieselor.

Se examinează utilizarea dispozitivelor de control automat, arătîndu-se factorii care influenţează alegerea tipului elementului sensibil al dispozitivelor de control, se insistă asupra influenţei mărimii cîmpului de toleranţe al dimensiunii şi clasei de precizie de măsurare a piesei controlate, dîndu-se într-o tabelă precizia şi domeniul de utilizare a celor mai importante dispozitive de control automat.

Într-un paragraf al acestui capitol se tratează despre utilizarea metodelor statistice de control automat. Se examinează un dispozitiv de reglaj automat după metoda valorilor medii aritmetice, şi schema unui sistem de reglaj automat după metoda grupării.

Cîteva scheme de conectare ale traductoarelor pneumatice care sînt foarte simple sînt examinate în capitolul V.

Ultimul capitol al lucrării studiază schemele dispozitivelor industriale pentru controlul automat al dimensiunilor şi anume: schemele cu traductoare, cu acţiune directă, cu traductoare electrice cu contacte, cu traductor cu ecran, cu traductor capacitiv, cu traductoare pneumatice, cu traductoare optice şi cu traductoare cu radiaţie.

De asemenea se arată şi schemele automatelor de control al liniilor rotative.

Cartea se încheie cu o bogată bibliografie (45 de titluri) şi este destinată personalului tehnico-ingineresc care se ocupă cu problemele automatizării proceselor de producţie; putînd fi utilă şi studenţilor din facultăţile de electrotehnică, electronică şi construcţii de maşini.

L. Davidescu

A. S. PROSIN: **Macarale speciale pentru montarea centralelor termoelectrice.** Moscova, Editura Gosenergoizdat, 1962, 240 p.

Montarea centralelor termoelectrice pune în faţa tehnicienilor o serie de probleme legate de specificul acestor lucrări.

Manualul lui A. S. Prosin analizează gama utilajului de ridicat şi transportat avînd caracterul specific pentru montarea elementelor voluminoase şi cu greutăţi relativ mari.

Utilizarea utilajului descris nu se mărgineşte numai la montarea CTE, ci poate fi extinsă şi la alte lucrări similare.

Manualul pune deci la îndemîna tehnicienilor datele utilajului, precum şi instrucţiuni utile pentru montaje grele.

Lucrarea este împărţită în nouă capitole precedate de o introducere.

Capitolul 1 cuprinde descrierea macaralelor-portal şi semiportal pentru montarea utilajelor şi deservirea depozitelor. În acest capitol sînt analizate diversele tipuri de macarale-portal, avînd deschideri de 9—31 m şi sarcini de 15—100 t.

Se descriu elementele principale mecanice şi electrice, precum şi soluţiile constructive ale construcţiilor metalice (grinzi triunghiulare, grinzi de ţevi, chesoane de tablă).

Capitolul al 2-lea descrie podurile rulante de montaj cu deschideri variind între 23,5 m şi 43 m pentru sarcini de 50—150 t.

Capitolul al 3-lea tratează macaralele de montaj tip *T* ancorate cu cablu, avînd braţul de 17—31 m şi sarcini de la 10 la 20 t. Sînt descrise pe scurt o serie de subansambluri caracteristice acestui tip de macara, după cum urmează: lagărul inferior, lagărul superior al catargului, sistemele de conducere a cablului şi pisicile.

Capitol 1 al 4-lea se ocupă pe larg de macaralele turn cu braţul variind între 24 şi 45 m şi sarcini de 25 pînă la 75 t.

Sînt descrise cele mai noi tipuri de macarale turn construite în U.R.S.S şi incluse caracteristicile tehnice şi funcţionale detaliate.

De asemenea, se mai descriu sumar şi elementele caracteristice acestui tip de macara, de exemplu: sistemul de rulare pe inelul superior, palanele fleşelor şi sistemul de legare cu capul turnului, mecanismele de translaţie, mecanismele de siguranţă la fleşă, cîntarele automate şi elementele specifice construcţiilor metalice.

Capitolul al 5-lea se ocupă de sistemele de prindere şi traverse, fiind descrise traversele de tip greu pentru 215, 200 şi 30 t.

Capitolul al 6-lea prezintă calculul macaralelor de montaj în următoarele paragrafe: clasificarea încărcărilor şi combinarea lor; coeficienții de siguranță și de oboseală; calculul construcției metalice; calculul stabilității; calculul mecanismelor; calculul elementelor de mașini: cabluri; cîrlige de tablă; pene; roți dințate; roți de rulare.

Capitolul al 7-lea tratează căile de rulare, exemplificînd, printr-un exemplu de calcul detaliat, metodologia de calcul al acestora.

Capitolul al 8-lea descrie procesul tehnologic de montare a macaralelor și podurilor rulante de montaj, prin numeroase exemple diferite, bogat ilustrate cu scheme și fotografii. Un subcapitol tratează concis bazele pentru exploatarea acestui utilaj.

Capitolul al 9-lea se ocupă de posibilitățile de modernizare a macaralelor prin utilizarea cuplajelor hidraulice, mărirea capacității de ridicare și electrificarea lor.

I. Bălănescu

BLUMENTHAL, R.: **Tractoare.** (Traktoren technisches Handbuch). Berlin, V. E. B. Verlag Technick, 1961, 476 p., 471 fig.

Cartea prezintă istoricul dezvoltării tractoarelor, precum și o descriere pe larg a tractoarelor fabricate în R.D.G. și a unor tipuri de tractoare fabricate în alte țări. Sînt expuse și cîteva considerații teoretice privind mecanica deplasării tractorului, ciclurile motoarelor cu ardere internă, randamentele acestor motoare, și dimensiunile lor caracteristice. Sînt, de asemenea, menționați combustibilii, uleiurile, cu proprietățile lor specifice, folosite la motoarele de tractoare, caracteristicile materialelor celor mai des utilizate în construcția de tractoare, precum și o serie de aspecte secundare, ca: dispozitive anexe de lucru, normalizări de piese și reguli de circulație valabile în R.D.G.

Cartea se adresează personalului tehnic de exploatare a tractoarelor, prezentînd interes și pentru cadrele tinere de ingineri care se preocupă de mecanizarea agriculturii.

Cartea cuprinde 12 capitole cu următorul conținut:

În capitolul I se prezintă evoluția tractorului de la apariția sa pînă în prezent, însemnătatea și dezvoltarea tractoarelor de la tractorul prevăzut cu mașină cu abur, pînă la tractorul de azi, echipat cu turbină de gaze și transmisiune hidrostatică.

Capitolul al II-lea prezintă clasificarea și tipurile constructive cele mai caracteristice ale tractoarelor. Clasificarea tractoarelor se face după utilizare, în tractoare agricole, de transport și pentru utilizări speciale; după caracteristicile constructive și de exploatare; după organele de rulare, în tractoare cu roți și cu șenile; tractoare cu motorul, transmisiunea și puntea din spate formînd un bloc care servește și de cadru; tractoare cu semicadru și cu cadru distinct; cu tracțiune numai pe roțile din spate sau pe toate roțile. De asemenea, se indică și o clasificare a tractoarelor după motoarele folosite: motoare cu ardere internă cu benzină sau motorină, motoare electrice și turbine de gaze. Tot în acest capitol se prezintă prin ilustrații o mare diversitate de tractoare pe roți și șenile, precum și lucrările ce se pot executa cu ele.

Capitolul al III-lea se ocupă cu mecanica deplasării tractoarelor și puterea lor. Sînt indicate metodele pentru determinarea centrului de greutate al tractoarelor pe roți și șenile, rulajul roților, rezistențele la înaintare, forțele de tracțiune, stabilitatea longitudinală și transversală și bilanțul de putere.

Capitolul al IV-lea tratează părțile principale ale tractoarelor, acesta fiind capitolul principal al lucrării, și cuprinde:

Considerații teoretice referitoare la ciclurile de funcționare ale motoarelor cu ardere internă (MAS și MAC), randamente, puteri și cinematica ambreiajului. Sînt prezentate piesele componente ale motorului, sistemele de alimentare, de injecție, de ungere, răcire, filtre de aer, de combustibil, de ulei, fixarea motorului pe cadru.

Sînt descrise diferite tipuri de ambreiaje: monodisc, bidisc, ambreiajul hidraulic tip Föttinger, ambreiajul cu discuri multiple (oțel pe oțel) cu pîrghii, special pentru tractor. De asemenea se prezintă cuplaje cu șaibe de cauciuc, șaibe Hardy, Cosid etc., axe cardanice și de cutii de viteză: scheme cinematice ale întregii transmisiuni de la motor la roțile motoare, diferite scheme cinematice și realizări practice de cutii de viteză mecanice cu roți dințate, calculul elementar al roților dințate, corecția danturii, calculul rulmenților, diferențialul la tractoarele pe roți, cutiile de viteze hidraulice, avantajele pe care le prezintă și randamentul lor; noțiuni și scheme de transmisiuni planetare, axa dințată și axa din spate, diferite tipuri și mărimi de pneuri, suspensia tractoarelor pe roți și șenile (independentă și cu cărucioare), tipuri de arcuri utilizate (spirale, foi și bare de torsiune), roți motoare, de întindere și elemente de șenilă pentru tractoarele pe șenile; șenile metalice și de cauciuc, calculul elementelor de șenilă; direcția tractoarelor pe roți, cinematica direcției, direcția tractoarelor pe șenilă, tipuri de mecanisme de direcție; cu diferențial simplu, dublu și cu ambreiaje laterale; teoria virajului, frîne cu saboți și cu bandă, teoria frînării și calculul frînelor, forțele componente ale frînelor, comenzile.

Capitolul al V-lea cuprinde dotarea tractoarelor și dispozitivele anexe, cum ar fi: cîrlige pentru remorcare, dispozitive mecanice de legare și ridicare a plugurilor, ridicătoare hidraulice prevăzute cu pompe cu roți dințate, pompe hidrostatice cu pistoane axiale și radiale, pompe de aer, troliu, cabina tractoarelor, scaunul tractoristului, măsuri pentru mărirea aderenței tractoarelor. Tot în acest capitol este descrisă și instalația electrică.

Capitolul al VI-lea arată mașinile agricole tractate de tractoare: pluguri, grape, semănătoare, cositoare, mașini de împrăștiat îngrășăminte chimice, cupă pentru excavator și alte utilaje speciale pentru diferite lucrări.

Capitolul al VII-lea arată principalele caracteristici ale combustibililor și uleiurilor folosite la motoarele cu ardere internă.

Capitolul al VIII-lea cuprinde standardizarea unor piese și normele utilizate în construcția de tractoare DIN și ISO. Se indică principalele piese standardizate.

Capitolul al IX-lea indică materialele utilizate în construcția de tractoare și solicitările admisibile. Compoziția chimică a acestor materiale și caracteristicile lor sînt date în tabela 25 care este de un real folos.

Capitolul al XI-lea se ocupă cu construcția de tractoare în R.D.G. Sînt descrise tractoarele pe roți RS-1; RS-2; RS-3; RS-4; tractorul pe șenile KSO-7, precum și tractoarele speciale Geräteträger, RSO-8 și RSO-9. Sînt arătate caracteristicile acestor tractoare, schemele cinematice de transmitere a mișcării, secțiuni prin cutii de viteze și prin motorul Diesel răcit cu aer D-21. Sînt descrise în continuare tractoarele universale RS-14, caracteristcile lor, motorul care echipează aceste tractoare, ambreiajul, transmisiunea și suspensia. În încheierea capitolului se prezintă tractorul cu o singură osie RS-19, tractorul de transport RSO-9-27 și tractorul pe șenile KS-30.

Capitolul al XII-lea se ocupă de construcția de tractoare în țările străine. Sînt prezentate tractoarele de fabricație sovietică cu zece viteze de mers înainte și una înapoi MTS-5M și MTS-5L care sînt o dezvoltare a cunoscutelor tractoare MTS-1 pînă la 5, cu o putere de 45 CP. La aceste tractoare se arată caracteristicile: secțiunea transversală prin motor, schema cinematică a transmisiei, ambreiajul, cutia de viteze, diferențialul și transmisiunea finală, axa din față, comenzile și transmisia de forță. Se arată, de asemenea, tractorul cehoslovac Zetor Super cu o putere de 42 CP, cu nouă viteze de mers înainte și două de mers înapoi. Se prezintă o secțiune longitudinală și transversală prin motor, ambreiajul, cutia de viteze, diferențialul, transmisiunea finală și ridicătorul hidraulic. Sînt arătate prin ilustrații alte 23 de tractoare cu roți și șenile de diverse fabricații și pentru diferite scopuri. La paginile 440—447 se prezintă o tabelă în care sînt date caracteristicile de bază ale unui număr de 118 tractoare, pe categorii, după utilizarea lor.

Ultimele capitole, XI și XII, care prezintă construcția mondială de tractoare, precum și tabela de la paginile 440—447, prezintă interes și pentru constructorii de tractoare.

Prin apariția acestei lucrări se vine în ajutorul celor care exploatează sub toate formele tractoarele, prezentîndu-se într-un mod clar și detaliat un număr mare de detalii constructive, precum și o serie de tractoare de cele mai diverse tipuri.

O lipsă a lucrării o poate constitui faptul că tipurile de tractoare fabricate în R.P.R. nu sînt menționate.

Cartea este redactată de autor în colaborare cu un colectiv de ingineri de la Uzina de mașini și utilaje din Schönebeck.

I. Nan

Cronica

Sesiunea tehnico-ştiinţifică la uzina Tractorul — Braşov.

În zilele de 11—12 ianuarie 1963 a avut loc la uzina Tractorul din Braşov o sesiune tehnico-ştiinţifică, organizată de Consiliul sindical regional — Braşov, cu sprijinul Comitetului sindicatului şi al membrilor CNIT de la uzina Tractorul — Braşov.

La lucrările sesiunii au participat peste 80 de invitaţi, în majoritate ingineri şi tehnicieni de la întreprinderile din regiunea Braşov: uzina Steagul Roşu — Braşov, Uzina nr. 2 — Braşov, Atelierele de automotoare — Braşov, uzina Hidromecanica — Braşov, uzina Independenţa — Sibiu, Întreprinderea metalurgică — Sibiu, întreprinderea Nicovala — Sighişoara etc.

Pe lîngă delegaţii din regiunea Braşov, la lucrările sesiunii au participat specialişti de la: Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R. din Bucureşti, Fabrica de radiatoare şi băi din Bucureşti, Institutul de mecanică aplicată „Traian Vuia" din Bucureşti al Academiei R.P.R. şi Institutul politehnic din Braşov.

În cadrul sesiunii au fost prezentate următoarele referate: Fonta cu grafit nodular ca material pentru construcţia de maşini, prezentat de ing Alexandru Fechete; Realizări obţinute la turnarea pieselor din fontă cu grafit nodular la uzina Tractorul — Braşov, prezentat de Ilie Tradafirescu— Erou al Muncii Socialiste; Noutăţi în domeniul elaborării şi turnării fontei cu grafit nodular, prezentat de ing. Laurenţiu Sofroni — candidat în ştiinţe tehnice; Controlul defectoscopic nedistructiv prin gamagrafie (cu referire la piese turnate), de ing. M. Năstase; Mecanizarea şi automatizarea în turnătoriile moderne (cu referire la turnătoria de radiatoare şi băi din Bucureşti), de ing. Pascal Vintiloiu; Notarea rugozităţii suprafeţelor în desenul industrial conform STAS 612-61, de ing. Stancu Marincu.

Referatele au fost bine documentate şi însoţite de numeroase planşe, diagrame şi fotografii.

Demonstraţiile practice de elaborare şi turnare a fontei cu grafit nodular la uzina Tractorul au fost edificatoare.

În cadrul discuţiilor, ing. L. A. Sipov a împărtăşit experienţa, succesele obţinute şi problemele de perspectivă ale Uzinelor de automobile din Gorki (U.R.S.S.) în domeniul elaborării şi turnării fontei cu grafit nodular, iar ing. I. Bratu a împărtăşit experienţa uzinelor Steagu Roşu — Braşov, în probleme de turnare din fontă cu grafit nodular a arborilor motor de camion.

Majoritatea discuţiilor purtate au scos în evidenţă faptul că întreprinderile din ţara noastră au făcut progrese mari în ceea ce priveşte turnarea fontei cu grafit nodular. Mai sînt însă o serie de greutăţi care frînează extinderea fontei cu grafit nodular ca material de construcţii, şi anume: lipsa de materii prime corespunzătoare şi garantate; lipsa unei turnătorii specializate în care să se aplice tehnica cea mai modernă de elaborare şi turnare a fontei cu grafit nodular şi a cărei experienţă să poată fi utilă şi pentru celelalte turnătorii.

Sesiunea a fost deosebit de instructivă şi mulţi dintre participanţi, convingîndu-se de avantajele tehnico-economice pe care fonta cu grafit nodular le oferă în construcţia de maşini, şi-au exprimat dorinţa de a introduce şi extinde folosirea acestui material.

A. Fechete

Conferinţa unională tehnico-ştiinţifică privind teoria şi practica producerii fontei cu grafit nodular

În perioada 27—30 noiembrie 1962 a avut loc la Odesa Conferinţa Unională tehnico-ştiinţifică privind teoria şi practica producerii fontei cu grafit nodular.

La conferinţă au participat oameni de ştiinţă, lucrători ştiinţifici din institutele de cercetări şi din institutele de învăţămînt superior, ingineri şi cadre cu o înaltă calificare din întreprinderile Uniunii Sovietice.

Această largă participare a asigurat pe de o parte trecerea în revistă a celor mai importante realizări din domeniul producerii fontei cu grafit nodular atît pe tărîm teoretic, cît şi practic, iar pe de altă parte a oferit posibilitatea trasării căilor concrete, de mărire a producţiei de fontă cu grafit nodular din Uniunea Sovietică.

Lucrările conferinţei pot fi grupate, în funcţie de conţinutul lor, astfel: lucrări cu caracter teoretic, privind studiul solidificării, cristalizării şi separării grafitului nodular; lucrări ce tratează turnarea fontei cu grafit nodular în cochile, lucrări referitoare la turnarea cilindrilor de laminor şi a arborilor cotiţi din fontă cu grafit nodular şi lucrări privind tratamentul termic al fontelor cu grafit nodular.

Prof. dr. ing. K. I. Vascenko a deschis lucrările conferinţei Unionale prezentînd conunicarea *„Starea şi perspectivele producţiei şi aplicării fontei cu grafit nodular"*.

Arătînd că este necesar ca producţia de piese turnate din fontă cu grafit nodular să ajungă la 10% din producţia totală de piese turnate, autorul comunicării a scos în evidenţă cauzele care împiedică încă mărirea producţiei de piese turnate din fontă cu grafit nodular în Uniunea Sovietică. Menţionînd că cele mai constante şi economice rezultate se obţin acolo unde aceste piese turnate sînt obţinute în mod sistematic (cilindri de laminor, lingotiere, arbori cotiţi etc.), şi nu în cazuri izolate, prof. K. I. Vascenko propune organizarea secţiilor speciale pentru producerea pieselor turnate din fontă cu grafit nodular, aşa cum aceasta se practică la obţinerea pieselor turnate din oţel, fontă maleabilă şi alte aliaje.

Deoarece pentru producerea fontei cu grafit nodular sînt necesare materii prime cu un conţinut scăzut de P, S şi Mn, este necesară organizarea producţiei pe scară mai mare a unor asemenea calităţi de fonte în uzinele siderurgice, de asemenea este necesară obţinerea unor mărci noi de fontă de primă fuziune destinate exclusiv pentru producerea fontei cu grafit nodular. Autorul subliniază că sînt necesare mai multe lucrări privind studierea fontelor aliate cu grafit nodular care posedă o înaltă rezistenţă la coroziune, refractaritate şi rezistenţă la creştere.

Teoria grafitizării şi în special teoria formării grafitului nodular a rămas discutabilă deşi acestei probleme i-au fost consacrate un mare număr de lucrări. Pentru rezolvarea acestei probleme complicate, profesor Vascenko consideră necesară folosirea unor metode complexe de studiu care în totalitatea lor pot să conducă — dacă nu la o imagine cu totul clară — în orice caz la una mai apropiată de adevăr privind mecanismul procesului de formare a grafitului.

Membrul corespondent al Academiei de Ştiinţe a R.S.S. Ucrainene, prof. A. A. Gorşkov, a prezentat comunicarea intitulată *„Despre influenţa cîtorva antimodificatori aflaţi în fontele de primă fuziune, asupra formei dimensiunilor şi repartizării separărilor de grafit în fontele modificate cu magneziu"*.

Analiza spectrală efectuată pe un şir de fonte de primă fuziune din R.S.S. Ucraineană a scos în evidenţă existenţa în fontă a unor antimodificatori ca Ti (0,08%), As (0,067 — 0,18%), Cu (0,04—0,09%), Cr (pînă la 0,08%) şi Va. Influenţa antimodificatorilor asupra procesului de formare a grafitului nodular este explicată pe baza cunoscutei ipoteze de formare a grafitului nodular în bulele gazoase ce se formează la modificarea fontei cu Mg. La baza acestei ipoteze se află fenomenele de adsorbţie, difuziune şi tensiune superficială la suprafaţa de separare dintre metalul lichid şi bulele gazoase. În lucrare este prezentată de asemenea o schemă a mecanismului influenţei elementelor antimodificatoare asupra procesului de formare a grafitului.

Dr. ing. B. S. Milman (TNIITMAS) a prezentat comunicarea *„Formarea nodulelor de grafit în lumina cristalofizicii moderne"*.

În lucrare sînt analizate şi apreciate în lumina cristalografiei şi cristalofizicii moderne rezultatele obţinute la TNIITMAS privind influenţa factorilor de bază şi mecanismul formării nodulelor de grafit pe baza studierii factorilor de bază fizicochimici de la formarea grafitului nodular în fontele modificate cu magneziu.

Profesor B. A. Noscov (Institutul de construcţii de maşini din Lugansc) a prezentat comunicarea intitulată „*Mecanismul procesului de barbotare şi posibilitatea introducerii magneziului în fonta lichidă*".

Datorită dificultăţilor pe care le prezintă analiza acestui proces direct pe fonta lichidă, a fost folosită metoda studiului pe modele. În lucrare este prezentată o nouă oală de modificare a fontei cu Mg.

Cand. în şt. t. IU-N Taran (Institutul de metalurgie din Dnepropetrovsk) a prezentat comunicarea intitulată „*Mecanismul procesului de cristalizare a fontei modificate cu Mg*".

Autorul a folosit pentru studierea mecanismului procesului de cristalizare a fontei metoda studiului cristalizării izoterme constituind pe această bază diagrama cristalizării izoterme a unei fonte de compoziţie eutectică. Analiza diagramei permite determinarea succesivă a formării diferitelor faze la cristalizarea fontei şi permite explicarea unui şir de particularităţi microstructurale la solidificarea pieselor turnate din fontă cu grafit nodular.

În această grupă de lucrări se menţionează şi comunicările : Cercetări röntgenografice şi la microscopul electronic privind structura grafitului nodular — de cand. în şt. t. A. S. Vişnevschi (Institutul de turnătorie al Acad. de Ştiinţe a R.S.S. Ucraina) ; Cîteva probleme ale termodinamicii şi cineticii procesului de grafitizare — de ing. R. L. Snejnoi (TKTB — Odesa) ; Cîteva probleme ale procesului de formare a grafitului nodular în fontele modificate — de cand. în şt. t. I. P. Fominîh şi ing. P. I. Sorochin (Inst. de mecanică din Tulsk) ; Influenţa vitezei de răcire a fontei asupra efectului modificatorilor — de IU-N Taran (Inst. de Metalurgie din Dnepropetrovsk).

Din grupa de comunicări ce tratează despre turnarea fontei cu grafit nodular în cochile se remarcă lucrarea ing. E. G. Nicolaenko (TKTB-Odesa) intitulată „*Mecanizarea complexă şi automatizarea la turnarea fontei cu grafit nodular în cochile*".

Lucrarea prezintă o nouă tehnologie privind turnarea în cochile a unor piese pentru maşinile agricole, tractoare, instalaţii miniere, izolatoare etc. din fontă cu grafit nodular. În compunerea liniei automatizate se găsesc : cubilourile, autoclave pentru modificarea fontei cu Mg, două maşini de turnare (cu trei poziţii), un carusel cu cochile, un cuptor de tratament termic şi aparatele pentru controlul formei grafitului. Superioritatea acestei noi linii tehnologice automatizate faţă de liniile existente la turnarea pieselor din oţel constă în următoarele : a) eliberarea forţei de muncă destinată preparării amestecurilor de formare şi curăţării pieselor obţinute ; b) mărirea producţiei anuale cu 15—20% ; c) micşorarea de 2—2,5 ori a cheltuielilor capitale privind construcţia secţiilor ; d) economie de 10—20% privind materialele metalice pe seama lipsei arsurilor şi a diferenţei de greutate specifică dintre fontă şi oţel ; e) o mare economie de metal rezultată datorită scăderii adaosurilor de prelucrare.

Ing. Ia. I. Nehliudov (TKTB-Odesa) a prezentat comunicarea *Turnarea arborilor cotiţi în cochile*, în care sînt prezentate rezultatele experienţelor privind turnarea în cochile a arborilor cotiţi destinaţi motoarelor Diesel, efectuate la TKTB-Odesa. Proprietăţile mecanice obţinute pe probe luate direct din piesele turnate au fost următoarele $\sigma_B \geqslant 60$ kg/mm², $\delta \geqslant 2{,}0\%$. Rezistenţa la oboseală a arborilor turnaţi în cochile este cu 15,5% mai mare decît aceea a arborilor turnaţi în forme coji şi cu 8% mai mare decît aceea a arborilor din oţel forjat.

Grupa de comunicări referitoare la turnarea cilindrilor de laminor din fontă cu grafit nodular a fost dominată de lucrarea prof. A. E. Krivoseev (Institutul de Metalurgie din Dnepropetrovsk) intitulată „Teoria şi practica producerii cilindrilor de laminor din fontă cu grafit nodular".

Comunicarea conţine o serie de consideraţii privind conducerea procesului de elaborare a fontei destinată modificării şi turnării cilindrilor de laminor.

În lucrare sînt de asemenea prezentate rezultatele experienţelor efectuate pe cale industrială privind modificarea fontei cu ceriu. În comparaţie cu fonta modificată cu Mg, fonta modificată cu Ce asigură obţinerea unui strat dur de o calitate superioară, cu mai puţine incluziuni nemetalice, precum şi o mai mare dispersie a perlitei.

Modificarea fontei cu prealiaje de Ce cu 8—10% Mg constituie o metodă de perspectivă pentru producerea cilindrilor de laminor aliaţi cu Ti, Va, Bor şi alte elemente.

Scăderea conţinutului de fosfor în fonta nodulară pînă la 0,08—0,15% îmbunătăţeşte rezistenţa termică şi proprietăţile mecanice însă înrăutăţeşte proprietăţile ei de turnare. În special se măreşte contracţia anteperlitică în urma măririi solubilităţii C în austenită, ceea ce are ca urmare formarea de crăpături în cilindrii turnaţi. S-a stabilit că pe seama măririi conţinutului de C sau Si cu 0,2—0,4% şi adăugarea în fontă a 0,2—0,3% Cr asigură mărirea fluidităţii fontei, scăderea contracţiei anteperlitice şi a probabilităţii apariţiei crăpăturilor la cald. Cilindrii turnaţi după această nouă tehnologie (cu conţinut de fosfor scăzut) posedă proprietăţi mecanice mai ridicate cu 40—120% şi durată în exploatare de 1,5—2,5 ori mai mare decît rezultatele obţinute cu cilindrii turnaţi din fontă cu conţinut ridicat de P (0,3—0,5%).

Trebuie să fie menţionate de asemenea lucrările : ing. G. F. Saltanov (NIICERMET — Sverdlovsk) — „*Mărirea durabilităţii cilindrilor de laminor din fontă cu grafit nodular*" şi ing. P. P. Doroşcenko (Uzina de cilindri din Lutughino) „*Practica producerii fontei cu grafit nodular în cantităţi mari*".

Cand. în şt. t. G. A. Pisarenko şi colaboratorii (Institutul de cercetări metalurgice din URAL) au prezentat comunicarea „*Turnarea lingotierelor din fontă modificată, cu Mg în forme metalice*".

Datele din exploatare arată că lingotierele turnate din fontă modificată cu Mg în forme metalice au o durabilitate cu 10—12% mai mare decît cele turnate în forme pe bază de amestec de formare şi de 2—2,5 ori mai mare decît lingotierele turnate din fontă cu grafit lamelar. Turnarea lingotierelor în cochile cu miez de nisip sau cu miezuri metalice rigide se pretează foarte bine la mecanizarea procesului. În lucrare este prezentat de asemenea proiectul unei maşini de turnare în cochile cu răcire forţată.

Turnarea lingotierelor din fontă modificată cu Mg în cochile cu miezuri metalice permite : micşorarea consumului de lingotiere pe seama ridicării calităţii fontei, lipsa totală a amestecurilor de formare, mecanizarea şi automatizarea procesului de producţie.

Ing. B. S. Lineţki (TKTB — Odesa) a prezentat comunicarea „*Turnarea lingotierelor din fontă modificată cu Mg în forme metalice*".

Comunicarea prezintă rezultatele obţinute la turnarea lingotierelor de 0,76 t folosite la turnarea oţelurilor speciale la uzina Dneprospetstal.

Lingotierele au fost turnate în cochile cu miezuri cu răcire forţată. Proprietăţile mecanice obţinute au fost $\sigma_B = 42{,}8-66{,}3$ kg/mm², $\delta = 5{,}5-18\%$, $H_B = 187-207$. Durabilitatea acestor lingotiere a fost de trei ori mai mare decît durabilitatea lingotierelor turnate din fontă cenuşie.

Comunicări privind turnarea arborilor cotiţi din fontă cu grafit nodular au prezentat : ing. V. A. Zaharov (Uzina de automobile din Gorki) „*Tehnologia obţinerii arborilor cotiţi pentru motoarele de automobil din fontă nodulară, proprietăţile lor mecanice şi de exploatare*" ; ing. A. M. Zavialov (Uzina Malîseva) „*Experienţa uzinei Malîseva privind producerea arborilor cotiţi din fontă de grafit nodular*".

Din grupa de comunicări privind tratamentul termic al fontelor cu grafit nodular se menţionează.

— Academicianul S. V. Serensen (Institutul de turnătorie al Acad. de Ştiinţe a R.S.S. Ucraina) a prezentat comunicarea „*Rezistenţa la oboseală a fontei cu grafit nodular în stare tensionată şi tratamentul ei termic*".

În urma cercetărilor efectuate în condiţii industriale prin aplicarea călirii izoterme pieselor turnate din fontă cu grafit nodular cu concentraţie de tensiuni, s-a constatat o mărire cu 50—80% a valorilor rezistenţei statice şi a rezistenţei la oboseală în comparaţie cu aceeaşi fontă normalizată. Prin lipsa concentraţiilor de tensiune, rezistenţa la oboseală a acestei fonte este identică cu aceea a oţelului 45. Mărirea rezistenţei la oboseală după aplicarea călirii izoterme a pieselor din fontă cu grafit nodular ce posedă concentraţii de tensiune este explicată prin scăderea sensibilităţii acestei fonte faţă de concentraţiile de tensiune după aplicarea tratamentului termic.

Au mai prezentat comunicări : cand. în şt. t. M. V. Udoscenko (Institutul de turnătorie al Academiei de Ştiinţe a R. S. S. Ucraina) ,,*Metode moderne de tratament termic al fontelor nodulare*".

— Ing. A. I. Smirnov (TKTB—Odesa) ,,*Călirea izotermă mijloc de ridicare a rezistenței mecanice și a rezistenței la uzură a pieselor turnate din fontă modificată cu magneziu*".

Dr. șt. t. Vașcenko K. I. și ing. B. Ia. Juc (Institutul politehnic din Kiev) ,,*Fonte cu grafit nodular, ca material pentru fabricarea roților dințate*".

Ing. M .B. Senderovici și A. A. Hinițki (TKTB-Odesa) au prezentat comunicarea ,,*Experiențe privind trecerea turnătoriei de fontă maleabilă la producerea fontei cu grafit nodular*".

TKTB împreună cu uzina de mașini textile din Klimovsk lucrează la înlocuirea fontei maleabile prin fontă cu grafit nodular. Experiențele au fost făcute pe reperele care constituie 79,3 % din producția anuală a turnătoriei. Din experiențe a rezultat că sînt necesare corecții la rețelele de turnare folosite la turnarea fontei maleabile. Durata de recoacere este de 14—15 ore ; după recoacere piesele au o structură feritică. Valorile proprietăților mecanice obținute sînt următoarele: σ_B 49—56 kg/mm^2, $\delta=10-15$ %, $H_B = 170-187$.

În cadrul consfătuirii au mai fost prezentate următoarele comunicări : cand. în șt. t. E. A. Markovski (Institutul de turnătorie al Acad. de Științe a R.S.S. Ucraina) — ,,Rezistența la uzură a fontei cu grafit nodular ; ing. S. L. Burakov (TKTB — Odesa) ,,Instalațiile liniei automatizate pentru turnarea în cochile a fontei modificată cu magneziu" ; ing. V. A. Ivlev (TKTB — Odesa) ,,Metoda electromagnetică de control după forma grafitului a pieselor turnate din fontă cu grafit nodular".

Cand. în șt. t. I. P. Fomin (Institutul de mecanică din Tulsk) ,,Influența ceriului asupra microdurității componenților structurali și proprietățile mecanice ale fontei maleabile". Cand. în șt. t. P. I. Stepin — ,,Starea actuală și perspectivele producerii arborilor cotiți ; cand. în șt. t. V. N. Razumov (TKTB — Odesa ,,Problemele tehnologice ale turnării fontei cu grafit nodular în cochile ; dr. în șt. t. N. A. Voronova (Inst. de Cercetări Metalurgice al Academiei de Științe a R.S.S. Ucraina) ,,Rezistența la abraziune a fontei modificată cu magneziu cu structură bainitică".

Cand. în șt. t. I. O. Tîpin (TNIIMAS) ,,Cîteva probleme tehnologice care determină proprietățile constructive ale fontei cu grafit nodular ; ing. V. S. Gerebro (TKTB-Odesa), ,,Bazele teoretice de calcul al formelor metalice și raționala construcție a cochilelor răcite forțat ; ing. C. I. Stoiancenko (Uzina Parhomenko din Lugansk) ,,Oală rotativă mecanizată pentru introducerea magneziului în fonta lichidă" ; ing. A. V. Mironenko (TKTB-Odesa) ,,Caracteristicile instalațiilor pentru introducerea magneziului în fontă în scopul obținerii grafitului nodular".

Dr. în șt. t. I. N. Bogacev (Institutul politehnic din URAL) ,,Proprietățile plastice ale fontei cu grafit nodular ; Ing. A. A. Samarin (TKTB-Odesa) ,,Influența factorilor tehnologici asupra calității pieselor turnate din fontă modificată cu Mg".

În planul de măsuri stabilit pentru cercetarea și introducerea pe scară mai largă și mărirea producției de fontă cu grafit nodular sînt prevăzute printre altele și următoarele recomandări :

— continuarea studierii naturii fontei lichide și a proceselor care se produc la folosirea diverșilor modificatori, aplicarea de noi metode fizice de cercetare ;

— folosirea unor noi modificatori care să conducă la obținerea unor aliaje cu proprietăți mecanice statice și dinamice ridicate ;

— perfecționarea metodelor de modificarea cu magneziu a fontei lichide ;

— îmbunătățirea calității materialelor metalice folosite pentru producerea fontei cu grafit nodular ;

— introducerea pe scară mai mare a metodelor de control nedistructive a calității pieselor turnate din fontă cu grafit nodular ;

— se recomandă proiectanților și constructorilor să folosească fonta cu grafit nodular pe scară mai largă ca materiale de înlocuire a oțelului, fontei maleabile și a aliajelor neferoase ;

— organizarea centralizată a construcției instalațiilor pentru modificarea fontei cu magneziu etc.

C. Cosneann

Conferință cu privire la aparatele de control industrial și la mijloacele de automatizare

Acum cîtva timp a fost organizată la Kiev o conferință cu caracter tehnico-științific cu privire la aparatele de control și la mijloacele de automatizare. Conferința a fost organizată de Expoziția experienței înaintate în economia națională a R.S.S. Ucrainene în colaborare cu Institutul de automatică al comitetului de stat al planificării al R.S.S. Ucrainene și cu Direcția societății tehnico-științifice a industriei constructoare de aparate de control.

La această conferință au luat parte reprezentanți a peste 45 de întreprinderi și instituții ale republicii, cum și constructori de aparate din R.S.F.S.R. și R.S.S. Gruzină.

La ședința plenară au fost prezentate trei referate : ,,Stadiul actual și perspectivele dezvoltării industriei de aparate și mijloace de automatizare în R.S.S. Ucraineană" (R. M. Rudnîi) ; ,,Informația tehnică în domeniul construcției de aparate" (V. N. Baleasnikov) ; ,,Căile de mărire a preciziei de măsurare a temperaturilor înalte" (V. V. Kandiba).

În cadrul lucrărilor organizate pe secții au fost prezentate 77 de referate și comunicări de specialitate.

G. M.

Pe drumul înfloririi continue a economiei naționale

Anul 1962 a însemnat un nou pas înainte pe drumul dezvoltării continue a economiei noastre naționale. Comunicatul Direcției centrale de statistică privind realizarea planului pe anul care a trecut oglindește importantele succese ale oamenilor muncii din țara noastră în desăvîrșirea construcției socialismului în R.P. Romînă.

Față de anul 1961, producția globală industrială a crescut cu 14,7 % ; a mijloacelor de producție cu 17,5 %, iar a bunurilor de consum cu 10,2 %. Astăzi industria noastră produce cu 55 % mai mult decît în anul 1959, avînd un ritm mediu anual de 15,8 % față de 13 % cît fusese prevăzut în Directivele Congresului al III-lea al P.M.R.

Creșteri însemnate ale producției noastre industriale au fost înregistrate în acele ramuri de care depinde dezvoltarea mereu ascendentă a întregii economii naționale, ca de pildă în industria construcțiilor de mașini și prelucrării metalelor (19 %), în industria metalugiei feroase (11 %) etc.

În ramura industriei construcțiilor de mașini și siderurgice, în producția principalelor produse, în anul 1962 au fost obținute următoarele rezultate :

	Unitatea de măsură	Producție efectivă pe anul 1962	
		date absolute	în % față de producția efectivă a anului 1961
Fontă	mii tone	1 511	137
Oțel	mii tone	2 451	115
Laminate finite pline	mii tone	1 667	110
Țevi de oțel	mii tone	456	114
Cocs metalurgic pentru furnale	mii tone	1 119	119
Minereuri de fier	mii tone	1 742	100,3
Mașini-unelte pentru așchierea metalelor	bucăți	5 902	111
Motoare cu combustie internă	mii CP	478	142
Motoare electrice	mii kW	900	127
Autovehicule	bucăți	15 004	101
Rulmenți	mii bucăți	7 244	131
Tractoare	bucăți	21 500	108
Pluguri de tractor	bucăți	16 434	110

Față de 8 bucăți produse în anul 1961, în anul 1962 au fost produse 35 de locomotive Diesel electrice de 2 100 CP. În cantități importante au fost produse utilaje de foraj, utilaje tehnologice pentru prelucrarea țițeiului, pentru industria chimică, pentru fabricile de ciment, pentru industria siderurgică.

Luptînd pentru introducerea tehnicii noi, constructorii de mașini și siderurgiștii au realizat în anul care a trecut noi tipuri de mașini, utilaje și aparate cu caracteristici tehnice avansate, necesare înzestrării celorlalte ramuri ale economiei naționale.

O atenție deosebită s-a acordat problemelor de automatizare a producției. Aproape 70 % din producția de fontă și de oțel Martin s-a realizat în agregate cu principalele operații automatizate. La C.S.H. au fost date în producție laminoare continue de sîrmă și de profile ușoare automatizate în întregime. Au fost introduse linii automate și semiautomate pentru prelucrarea metalelor.

Datorită fondurilor importante acordate (27,6 %) pentru industria metalurgică și constructoare de mașini), în anul 1962 au fost date în funcțiune în siderurgie : un furnal cu o capacitate de 485 mii tone/an, un cuptor Martin cu o capacitate de 270 mii tone/an, un laminor de sîrmă cu o capacitate de 240 mii tone/an și un laminor de profile ușoare cu o capacitate de 300 mii tone/an la C.S.H. ; furnalul nr. 2 cu o capacitate de 220 mii tone/an și Fabrica de aglomerare cu o capacitate de 450 mii tone/an la C.S.R. ; linia a doua la Fabrica de țevi sudate București, avînd o capacitate de 20 mii tone/an.

De asemenea, în industria construcțiilor de mașini și a prelucrării metalelor a intrat în funcțiune și Fabrica de radiatoare și băi de fontă București.

Succese de seamă au fost obținute în direcția îmbunătățirii continue a calității produselor, a reducerii prețului de cost, a creșterii productivității muncii, a ridicării nivelului de organizare a producției.

Alături de ceilalți oameni ai muncii, siderurgiștii și constructorii de mașini din țara noastră, folosind bogata experiență dobîndită pînă acum vor lupta cu avînt sporit și în acest an pentru promovarea progresului tehnic, pentru realizarea unei producții de o calitate superioară, contribuind la traducerea în viață a politicii P.M.R., de înflorire și consolidare continuă a economiei noastre naționale.

Rezultatele îndeplinirii planului de stat de dezvoltare a economiei naționale a U.R.S.S. pe anul 1962, în sectorul siderurgic și construcții de mașini

În anul 1962, industria siderurgică și cea a construcțiilor de mașini din U.R.S.S. au făcut un uriaș pas înainte. După cum comunică Direcția Centrală de Statistică de pe lîngă Consiliul de Miniștri al U.R.S.S., producția globală pe anul 1962 a acestor ramuri industriale a sporit cu 17 % față de anul 1961.

Cifrele de mai jos ilustrează creșterea înregistrată în anul 1962 față de anul precedent la diverse produse de bază ale industriei metalurgice și industriei construcțiilor de mașini :

	1962	% față de 1961
Fontă, milioane tone	55,3	109
Oțel, milioane tone	76,3	108
Laminate, milioane tone	59,2	107
Țevi de oțel, milioane metri	1 126	114
Minereu de fier, milioane tone	128	109
Mașini de forjat și presat, mii bucăți	33	108
Aparataj, milioane ruble	1 525	117
Mașini-unelte pentru așchierea metalelor, mii bucăți	176	106
Utilaj metalurgic, mii tone	241	113
Pluguri, mii bucăți	141	102
Semănătoare, mii bucăți	162	116
Cultivatoare, mii bucăți	122	133
Combine cerealiere, mii bucăți	79,8	105
Combine pentru recoltarea porumbului, mii bucăți	26,9	214
Combine pentru recoltarea sfeclei, mii bucăți	10,1	180
Combine pentru furaje însilozate, mii bucăți	47,5	166
Combine pentru recoltarea bumbacului, mii bucăți	6,1	142
Cositoare, mii bucăți	96,6	106
Secerătoare, mii bucăți	73,9	132
Mașini pentru curățarea cerealelor, mii bucăți	11,1	106
Tablă pentru acoperiș, milioane m^2	850	107

În anul 1962, la fel ca în anii precedenți, Uniunea Sovietică a înregistrat noi succese în întrecerea economică cu Statele Unite ale Americii. Astfel, în comparație cu anul 1961, producția de oțel pe cap de locuitor în U.R.S.S. a sporit cu 6 %, în timp ce în S.U.A. ea s-a redus cu 1,5 %.

În comparație cu anul precedent, producția globală la prelucrarea metalului și la construcțiile de mașini a fost depășită cu 15 %.

Investițiile în sectorul siderurgiei și metalurgiei neferoase pe anul 1962 au crescut cu 102 % față de anul 1961, iar la construcțiile de mașini și la prelucrarea metalelor, cu 108 %.

---

informații

Folosirea izotopilor radioactivi și a radiațiilor nucleare în industrie

În Uniunea Sovietică, izotopii radioactivi și radiațiile nucleare cunosc o tot mai largă utilizare în diferitele ramuri ale economiei naționale.

Așa de pildă, aparatele cu izotopi radioactivi sînt utilizate cu deosebit succes pentru măsurarea grosimii benzilor de metale feroase și neferoase, laminnate la rece. La uzina de prelucrare a metalelor neferoase din Moscova, fiecare echipament de măsurare a grosimii cu ajutorul izotopilor radioactivi ITU-195, montate la laminoarele de foițe metalice, asigură realizarea unei economii anuale de 44 800 de ruble. După montarea acestor aparate, viteza de laminare a sporit cu 10 %, a fost obținută o cantitate suplimentară de foițe metalice în valoare de zeci de mii de ruble și s-a realizat în același timp, reducerea rebuturilor cu 7,2 %, fapt de pe urma căruia au rezultat economii în valoare de 126 000 de ruble. În general, automatizarea controlului grosimii foiței metalice laminate a dus la creșterea productivității secției respective cu 6,9 % și scăderea prețului de cost al producției finite cu 3 %.

Utilizarea aparatelor de măsurare a grosimii cu ajutorul izotopilor radioactivi la uzina ,,Krasnîi Vîborjeț", din orașul Leningrad a dus la creșterea productivității laminoarelor cu 12 %, aceasta datorită reducerii timpului necesar controlului grosimii.

Deoarece pierderile provocate de diferențele de grosime și de deșeurile rezultate din capete groase și subțiri au scăzut mult, cantitatea de laminate bune la tona de produse a crescut cu 5 %. Totodată prețul de cost al produselor finite a fost redus cu 3 %.

La o altă uzină de laminare a oțelului din Leningrad, utilizarea aparatelor cu izotopi radioactivi a creat condițiile creșterii productivității laminoarelor cu patru cilindri și cu 12 cilindri, cu 11,5 %, iar a laminoarelor cu șase cilindri, cu 17 %. Prețul de cost al produselor a fost redus cu 4 – 5 %. La unele sortimente de laminate a fost redusă cu 2 – 5 % toleranța de plus.

Mașină de alezat cu comandă-program

La Leningrad a fost realizată o mașină de alezat care funcționează pe baza principiilor ciberneticii și poate să execute 30 de operații diferite.

Pe bază de program, mașina execută simultan strunjirea interioară a 150 de orificii. Deoarece deservirea acestei mașini este foarte simplă, un singur muncitor poate să dirijeze 3 – 4 mașini de acest fel.

S-a prevăzut ca, pînă în anul 1965, la Leningrad producția de mașini-unelte cu comandă-program să crească de șapte ori. În cursul acestui an, pe lîngă mașinile de alezat, vor fi înzestrate cu dispozitive electronice cu comandă-program strungurile automate, mașinile de şlefuit şi de frezat, precum şi maşinile de găurit în coordonate pentru prelucrarea cu o precizie de 2–8 µm a pieselor cu o greutate de 1,5–2 t.

Noi maşini de şlefuit automatizate

La expoziţia realizărilor economiei naţionale a U.R.S.S. au fost prezentate, printre altele, maşini de şlefuit automatizate. Maşinile prezentate în cadrul expoziţiei sînt înzestrate cu noi dispozitive automate originale, care asigură, îndeosebi, automatizarea unor operaţii auxiliare.

Dintre maşinile care au trezit un viu interes trebuie scoasă în evidenţă maşina 3E151 pentru prelucrarea exterioară a suprafeţelor cilindrice şi conice. Această instalaţie automată este întrebuinţată la şlefuirea fusurilor care au lungimi pînă la 250 mm la arborii mari, cu ajutorul unui disc de şlefuit lat, sau la şlefuirea simultană a mai multor fusuri cu o serie de discuri de şlefuit, care au o lungime totală de 350 mm.

Maşina este prevăzută cu un aparat care asigură controlul activ al formei cilindrice a fusurilor la arbori cotiţi şi poate fi întrebuinţată în cadrul liniilor automatizate.

Extinderea mecanizării agriculturii

Industria constructoare de maşini şi utilaje agricole din R. P. Bulgaria aduce an de an o contribuţie preţioasă la mecanizarea agriculturii acestei ţări.

Se produc în cantităţi tot mai mari tractoare viticole, secerătoare şi alte maşini pentru lucrările care se execută în regiunile muntoase, pluguri pentru tractoare, numeroase mecanisme pentru curăţarea şi prepararea seminţelor, maşini şi utilaje necesare lucrărilor de ameliorații, maşini pentru mecanizarea proceselor de muncă în sectorul zootehnic etc.

În vederea mecanizării pe scară tot mai largă a agriculturii, în cel de-al IV-lea cincinal, agricultura R. P. Bulgaria va fi dotată cu peste 39 000 de tractoare, aproape 10 000 de combine 3 200 de autocamioane, 9 400 de maşini care vor fi utilizate în lupta dusă pentru stîrpirea dăunătorilor şi combaterea bolilor plantelor.

Se prevede, de asemenea, introducerea mai departe a mecanizării complexe în lucrările privind culturile de bază. Pînă în anul 1965, volumul total al muncilor agricole mecanizate se va ridica, faţă de anul 1960, la 66 %.

O nouă maşină pentru prăfuit şi stropit

La uzina constructoare de maşini „Strungul" din Nova Zagora (Republica Populară Bulgaria) a fost construită o nouă maşină pentru prăfuit şi stropit, superioară maşinilor de acest fel realizate pînă acum.

Maşina are o pompă cu trei pistoane, înălţimea de pompare este de 40 at, iar debitul pompei este de 50 l pe minut. Capacitatea rezervorului de lichid este de 600 l, depăşind cu 200 l capacitatea celorlalte maşini de acest gen, iar capacitatea buncherului pentru substanţe chimice uscate a crescut de la 45 dm^3 la 120 dm^3.

Greutatea maşinii a fost redusă simţitor — 120 kg. Noua maşină poate să fie adaptată la tractoarele DT–14 şi DT–20.

Noi maşini agricole

În R. P. Polonă se desfăşoară o intensă activitate în direcţia construcţiei de maşini, aparate şi utilaje destinate mecanizării agriculturii.

Aşa de exemplu, Institutul de maşini agricole din Poznan elaborează numeroase proiecte pentru construirea de noi maşini agricole.

În anul 1962 au fost realizate prototipurile pentru o semănătoare de îngrăşăminte chimice, o maşină pentru stropit autopurtată, un încărcător hidraulic, o combină autopurtată şi o combină pentru recoltarea sfeclei de zahăr. Se lucrează, de asemenea, la un motor hidraulic pentru combine şi prese, cum şi la stabilirea unor noi metode pentru curăţarea grăunţelor.

Foi de material plastic ondulat

În: Techniques mondiales, decembrie 1962, p. 811.

A fost descoperit de curînd un mijloc simplu şi economic care permite să se obţină foi de material plastic ondulat. Materialul plastic (de exemplu, clorura de polivinil), încălzit, este silit să treacă printr-o fantă largă care îi dă secţiunea dorită şi apoi, între două şiruri de cilindri. Numărul cilindrilor creşte progresiv, rîndul superior avînd alternativ un cilindru mai mult şi un cilindru mai puţin decît cel inferior. Ondulaţiile iau naştere întîi în mijlocul foii şi apoi la marginile ei, ceea ce evită apariţia tensiunilor interne, care sînt evitate şi prin faptul că temperatura cilindrilor şi, prin urmare, cea a materialului plastic pot fi controlate în timpul operaţiei.

Camion amfibiu

Un camion amfibiu a fost prezentat la sfîrşitul anului trecut de către un constructor englez. Acest camion poate să transporte 5 t, să treacă obstacole înalte de 50 cm şi şanţuri late de 1,50 m; viteza sa este de 64 km/h; el poate remorca 10 t, fiind el însuşi încărcat la maximum; în apă, se deplasează cu viteza de 9 km/h.

Acest camion nu este însă recomandabil pentru transporturile obişnuite. El are şase roţi motoare independente; roţile din faţă şi din mijloc pot fi dirijate. Motorul de 220 CP, cu opt cilindri, rezervoarele pentru combustibil şi ulei, şi dispozitivul de răcire sînt închise într-o caroserie etanşă, de oţel sudat. Propulsia pe apă este efectuată cu ajutorul unui jet de aer produs de compresoarele rotative situate de fiecare parte a motorului, iar direcţia vehiculului este asigurată prin orientarea ţevilor prin care trece jetul de aer; frînarea pe apă este executată dirijîndu-se fluxul de aer înainte.

Elemente tranzistorizate de control al temperaturii cuptoarelor

Aceste elemente, destinate cercetărilor de fluaj şi de rupere, permit să se facă încercări de durată lungă în condiţii de perfectă stabilitate, în ciuda variaţiilor tensiunii de alimentare şi ale temepraturii ambiante.

Cele două modele, RT3 şi RT3R, pot fi utilizate la temperaturi cuprinse între 0 şi 1 200°C şi controlează aceste temperaturi cu o aproximaţie de ± 0,1°C. RT3 efectuează un control proporţional „tot sau nimic", iar RT3R, care foloseşte redresoare cu siliciu, permite un control în întregime proporţional, la oricare cuptor, în limitele de intensitate a redresoarelor sale. Întrebuinţarea celor două modele este foarte uşoară. Dimensiunile lor sînt de aproximativ 13 × 14 cm.

Un nou material plastic

Recent a fost realizat, de către o întreprindere britanică, un nou material care poate fi încadrat între metale şi materialele plastice, şi anume un nylon vitrifiat, numit Maranyl A 190, care nu prezintă inconvenientele anumitor materiale plastice, adică rigiditate mică şi dilatarea relativ accentuată la căldură. El urmează să fie folosit în special la construcţia unor piese care pînă acum se fabricau din metal, şi poate fi utilizat împreună cu unele metale atunci cînd, nu prezintă o diferenţă apreciabilă de dilatare faţă de acestea. Elementul său de bază este nylonul de tip 66, cel mai rigid dintre toate sorturile de nylon cunoscute.

Revista Revistelor

Fonderie Nr. 202/1962 — *M. Jeancolas* — Anomalii de contracție și particularitățile maselotajului fontelor cenușii; *P. J. Le Thomas* și colab. — Dezaluminarea aliajelor cupro-aluminoase pe cale uscată; Magneziul în fonte; Echilibrul termic al formelor în turnarea sub presiune; Note bibliografice: — Turnarea continuă a fontei; Aliaje de antifricțiune cu staniu și plumb pentru cuzineți.

Fonderia Nr. 11/1962 — *G. Barchiesi* — Note utile pentru proiectanții mecanici și turnători asupra compoziției și a unor caracteristici ale fontei nealiate; *G. L. Verri* — Automatizarea în instalațiile moderne de aglomerare; Alimentarea și dispozitive de turnare sub presiune în producția de piese de zinc; Mecanismul curățării cu ultrasunete; Studii asupra grafitizării fontei albe; *G. Chaudron* — Noi proprietăți ale aluminiului de puritate ridicată; **Nr. 12/1962** — *K. L. Scherbakov* — Mecanizarea și automatizarea unei turnătorii care folosește forme coji; Utilaje de cîntărire în industria siderurgică; Contribuții la determinarea cineticii transformării austenitei în bainită; Cobaltul, metal de aliere cu calități superioare; Informații pentru cei ce folosesc olivina; Despre inocularea fontei cenușii; Tratamentul la temperatură înaltă al pieselor din oțel; Relatări prezentate la congresul 35 al turnătorilor francezi; Două mijloace de combatere a porozității; Factorii care influențează proprietățile și caracteristicile bronzurilor cu staniu; *G. Lakhani și Bhandari* — Solidificarea prin vibrare; *J. Stubbs-Walker* — Progrese în domeniul ultrasunetelor în Anglia; Avantaje și inconveniente ale formării în amestec de formare.

Stali Nr. 11/1962 — *P. I. Korobov* — Realizările în domeniul furnalelor din U.R.S.S. în 45 ani de putere sovietică; *N. K. Leonidov* — Dezvoltarea construcției furnalelor în U.R.S.S.; *N. K. Leonidov* — Furnal cu volum de 2 700 m^3; *S. A. Elkin* și colab. — Intensificarea elaborării în furnale în condițiile combinatului metalurgic Nijne-Taghilsk; *I. N. Lurié* — Dezvoltarea agregatelor de elaborare a oțelului și oțelăriilor în U.R.S.S.; *G. S. Kolganov* și colab. — Prelucrarea și asimilarea fabricării oțelului; *K. A. Grebeni* și colab. — Metode noi de folosire a noului comprimat în cuptorul Martin; *A. I. Korolev* și *V. D. Kokșarov* — Folosirea cărămizilor refractare de cromomagnezită necalcinată pentru zidirea bolților camerelor de zgură ale cuptoarelor Martin; *B. E. Paton* și colab. Realizările și perspectivele viitoare ale retopirilor electrice sub zgură; *V. M. Vinogradov* și colab. — Problemele automatizării procesului de topire electrică; *V. I. Trahimovici* și colab. — Experimentarea amestecării electromagnetice în cuptoare electrice de 80 t; *B. S. Sapiro* — Realizări în domeniul laminoarelor în U.R.S.S. la 45 ani de la Revoluția din Octombrie; *A. I. Țelikov* — Problemele intensificării proceselor de laminare; *I. M. Matveev* — Industria de țevi în U.R.S.S. la 45-a aniversare a puterii sovietice; *A. A. Korolev* și *V. V. Nosali* — Perfecționarea construcției laminoarelor de profile și țevi în U.R.S.S.; *M. V. Pridanțev* și *A. A. Babakov* — Oțeluri inoxidabile cu conținut scăzut de nichel; *E. Z. Freidenzov* și colab. — Proprietățile șinelor sudate tratate termic; *A. G. Rahștadt* și colab. — Influența borului și titanului asupra proprietăților mecanice și elastice ale noilor oțeluri de arc 55 HGR și 55 SG2R; *I. E. Moșkevici* și *H. P. Zaițev* — Dispeceratul la furnale în condiții de automatizare complexă a producției; *M. A. Glinkov* și colab. — Particularitățile aerodinamicii cuptoarelor Martin de capacitate 600 și 900 t cu capete cu un singur canal.

Izvestia vîsșih ucebnîh zavedenii. Ciornaia metallurghia Nr. 8/1962. — *C. I. Popeli* și colab. — Influența oxizilor de sodiu asupra tensiunii soluțiilor de silicați la contactul gazului cu metalul; *B. P. Burîlev* — Solubilitatea carbonului în fierul lichid în absența wolframului, molibdenului, și vanadiului; *S. G. Bratcikov* și *G. A. Toporîșcev* — Conductibilitatea calorică a minereurilor de fier și aglomeratelor; *P. M. Danilov* — Difuzia aluminiului în fierul lichid; *V. O. Loghinov* — Intensificarea procesului în cuva furnalului; *N. G. Mahanek* — Schimbarea raportului între curentul de gaze și șarje în interiorul fiecăruia; *M. I. Medjibodjski* și colab. — Eficacitatea diferitelor variante de insuflare a aerului comprimat în flacără și baia cuptoarelor Martin de mare capacitate; *A. V. Vișniakov* și colab. — Sudarea retasurilor deschise la lingourile de oțel calmat; *I. T. Jerdev* și colab. — Despre construcția băii cuptoarelor Martin pentru topit silico-crom; *P. I. Poluhin* și colab. — Influența extremităților rigide asupra lățirii și presiunii specifice la laminarea longitudinală și la refulare; *I. I. Tarnovski* și *A. N. Skorohodov* — Laminarea profilului I cu lățire liberă; *E. T. Malîh* — Despre calculul lungimii zonei de deformație la laminarea tablei la rece; *P. I. Poluhin și V. K. Voronțov* — Studierea stării de tensiuni la laminarea corpurilor înalte; *V. A. Nicolaev* — Calculul presiunilor specifice în laminare; *I. D. Kedrin* — Structura oțelului austenitic turnat; *I. E. Brainin* și colab. — Cinetica descompunerii austenitei subrăcite în oțelul cu Cr-Mo-Ni la răcirea izotermă în două etape; *V. N. Svecinikov și S. S. Golubev* — Despre prelucrarea termică a oțelului cu carbon scăzut pentru micșorarea fragilității la rece; *F. L. Edelman* și *L. T. Tușinski* — Durabilitatea aliajelor feroaluminiului. *M. P. Braun* și colab. — Influența alierii suplimentare a oțelului cu Cr-Mg asupra călibilității; *B. A. Leontiev* și *V. F. Zubarev* — Noul regim de prelucrare termică a pieselor turnate mari din oțel aliat; *D. K. Butakov* și colab. — Despre problema apariței crăpăturilor intercristaline în piesele turnate din oțel; *I. S. Nazarov* și colab. — Recuperatoarele cuptoarelor de secție cu încălzire rapidă; *S. I. Averin* și *I. D. Semikin* — Arderea amestecurilor de gaze cu mai multe componente în flacără turbulentă; *I. I. Taiț* și colab. — Studierea fenomenelor de oxidare a oțelului de rulmenți la încălzirea pentru călire; *V. M. Grebenik* și colab. — Analiza defectelor pieselor instalațiilor metalurgice; *G. E. Ivancenko* — Cercetări experimentale a influenței vibrațiilor elastice la mașinile metalurgice de transmisie asupra curentului electromotoarelor; *I. I. Kobîliakov* — Despre problema eficacității proceselor oxidice de convertizor; Nr. 9/1962 — *E. G. Hripkov* — Întrebuințarea gazului natural în metalurgia fontei; *I. T. Srîvalin și A. O. Esin* — Folosirea metodei cvazichimice în sistemele metalurgice cu combinații triple; *P. N. Ostrip* și *S. T. Rostovțev* — Influența compoziției fazei gazoase asupra cineticii regenerării aglomeratelor autofondante; *V. V. Kondakov* și colab. — Regenerarea protoxidului de cupru dizolvat în carbon solid; *V. V. Iakovlev* și *S. I. Filippov* — Particularitățile cineticii stadiilor inițiale de decarburare a soluțiilor de fier; *L. G. Kopolev* și *A. N. Morozov* — Echilibrul azotului cu vanadiu în fierul γ; *A. F. Șorin* — Cercetarea cocsului inferior ca combustibil de furnal. Part. I.; *A. N. Pohvisnev* și *I. S. Iusfin* — Cercetarea proceselor de prăjire magnetizantă a minereurilor de Kerci. Part. I.; *Y. Dinfen* și colab. — Complexitatea zgurelor topite la topirea oțelului; *E. A. Iodko* și *V. B. Ohotski* — Studierea proceselor de încărcare și topire a șarjelor în cuptorul Martin pe model; *V. S. Kocio* și colab. — Regimul termic al băilor cuptoarelor Martin de 250 t în perioada elaborării; *G. Kinne* și colab. — Termodinamica oxidării oțelului cu lantan, ceriu, praseodin și neodin; *A. I. Kondratiev* și *A. M. Samarin* — Influența oxigenului la desulfurarea oțelului lichid; *N. V. Okorokov* și colab. — Influența electrozilor tubulari la mersul termic al cuptoarelor electrice cu arc; *I. M. Ohorimenko* — Metoda cantitativă de cercetare a restabilirii metalelor la deformarea la cald; *P. I. Poluhin* și colab. — Ecuația de calcul al procesului de laminare cu lățire și legea frecării plastice $\tau = \mu.r.$; *V. A. Iașenko* — despre folosirea legilor geometriei la teoria deformării în deformațiile mici la laminarea longitudinală; *V. P. Poluhin* și colab. — Deformațiile elastice ale cilindrilor laminoarelor cvarto; *G. A. Smîrov-Aliev* și *G. I. Gun* — Despre teoria deformațiilor finale, plastice a materialului tablei; *N. G. Lahman* și *B. G. Livșiț* — Recristalizarea și creșterea grăunților aliajelor de fier-aluminiu-molibden; *A. P. Guliaev* și colab. — Schimbările structurale la ecruisarea și recristalizarea molibdenului; *A. A. Jukov* — Unele probleme ale termodinamicii geometrice a aliajelor de fier; *K. P. Bunin* şi *J. B. Zakorko* – Cinetica transformărilor izotermice ale austenitei în oţelul silicios hipoeutectic turnat; *M. A. Crişţal* şi *B. A. Goriacev* – Influenţa duratei de menţinere la revenirea prin inducţia oţelului cu conţinut mic de carbon; *N. G. Suliga* şi *L. V. Galcinski* – Transformările fazice în sistemul fier-zinc-cupru la sudarea cu condensatori; *G. I. Demin* şi *A. I. Plujnikov* – Variaţiile termice ale cuptoarelor cu recuperatoare cu recirculare pentru topirea oţelului; *N. V. Manuev* – Inflamabilitatea titanului şi aliajelor sale.

Journal of the iron and steel institute No. 11/1962 – *H. Douglass* – Productivitatea în siderurgia fontei şi oţelului; *T. C. Churcher* – Metoda continuă de afînare a fontei topite cu oxigen; *M. Ohba* şi colab. – Refractare pentru convertizoarele L. D.; *G. Douglass* – Studii asupra unei uzine de sinterizare; *J. N. Adcock* – Răcirea benzilor de oţel cu jeturi în formă laminară; *R. Kiessling* şi colab. – Analiza incluziunilor de zgură în oţelurile carbon cu ajutorul microanalizorului electronic; *J. M. Capus* – Mărimea grăuntelui de austenită şi fragilitatea de revenire; *E. G. Ramachandran* şi *C. Dasarathy* – Efectele vitezei de răcire a impregnării catodice şi bombardamentului ultrasonic asupra durităţii oţelului; *G. P. Sanderson* şi *R. W. K. Honeycombe* – Prezenţa martensitei σ şi α' în oţelurile austenitice Cr–Mn; *J. Koutsky* şi *J. Jezek* – Compoziţia precipitaţiilor în oţelurile modificate cu 12% Cr în domeniile peste 550°C.; *E. J. Hedey* şi colab. – Observaţii asupra conţinutului de Nb necesar pentru stabilizarea oţelului 18–8 Nb; **Nr. 12/1952** – *R. E. Singer şi J. J. O'Brien* – Controlul dimensiunii benzii de metal efectuată la un laminor experimental; *E. A. Jenkinson* şi colab. – Proprietăţile de fluaj de lungă durată a tuburilor de oţel cu 18% Cr, 12% Ni, şi 1% Nb pentru conducte de abur şi ţevi supraîncălzitoare: *H. Holdhus* – Transformarea fazei ζ în aliajele Fe – Si; *H. S. Karp* şi colab. – Determinarea azotului în oţelul cu 3 1/4% Si; *B. Walker* şi *V. Kondic*—Primul stadiu de grafitizare la fontă albă comercială; *R. A. Reynolds* şi *W. Mc G. Tegart* – Deformarea fierului pur la viteze mari de torsionare la temperaturi între 700 şi 1250°C; *I. S. Brammar* şi *R. W. K. Honeycombe* – Fragilitatea intergranulară a oţelurilor Cr-Ni turnate.

Hutnické listy No. 11/1962 – *K. Smrcěk şi J. Kandl* – Influenţa granulaţiei şarjei asupra formării şi rezistenţei mecanice a peletelor brute; *V. Parma* – Studiul circulaţiei în sistemul cuptorului Martin cu ajutorul tehnicii modelajului; *V. Balabanov*— Privire asupra dezvoltării cuptoarelor-clopot; *D. Valenţa* – Calibrarea instalaţiilor de reducere cu trei cilindri; *M. Vyklicky* – Oţeluri cu crom-mangan bifaze rezistente la coroziune.

Inovații

Instalaţie completă pentru comandă, protecţie şi semnalizare a cubiloului

Buna funcţionare a cubiloului, de care depinde în mare măsură felul cum se desfăşoară procesul de producţie la URUMP (Uzina de reparat utilaj minier din Petroşani), nu era asigurată integral, datorită lipsei unei instalaţii de semnalizare în cazul opririi ventilatorului cubiloului.

Pentru a remedia această lipsă, inovatorii mecanic-şef ing. Dumitru Crăciun şi maistru electrician Alexandru Panek au conceput o instalaţie de comandă care realizează protecţia şi semnalizarea cubiloului prin dispunerea unui contactor trifazat de 380 V. Acest contactor acţionează numai atunci cînd funcţionează ventilatoarele.

Motorul nu poate fi pornit niciodată în Δ direct din poziţia de rapaus, deoarece contactorul are prevăzut în circuitul bobinei sale K_a o punte de blocaj *B*, montată cu uşurinţă în comutatorul λ – Δ pe poziţia λ, aşa încît totdeauna se trece pentru pornire obligatoriu prin această poziţie.

Pentru ca motorul să nu se oprească la trecerea în funcţiune pe poziţia stea în triunghi, se foloseşte un contact normal deschis al bobinei K_b, pentru blocajul punţii *B*. Cînd din anumite motive se opreşte ventilatorul cubiloului, bobina contactoare *K* îşi comandă toate contactele sale, aşa încît contactul său K_c, care este un contact normal deschis, se închide făcînd posibil circuitul închis pe secundarul transformatorului de 24 V. În consecinţă, releul intermediar *RI*, ce se găseşte în acest circuit, acţionează asupra contactului său care realizează circuitul de 110 V al dispozitivului de semnalizare.

Claxonul semnalizează încontinuu pînă cînd se intervine la cel puţin o gură de vînt care, deschizîndu-se, întrerupe circuitul releului intermediar *RI* iar acesta deconectîndu-şi contactul *CRI* întrerupe claxonul. Este de remarcat faptul că prezenţa releului intermediar a fost necesară în vederea folosirii, din motive stricte de protecţie, a tensiunii de 24 V, nepericuloasă din punctul de vedere al electrocutării, deoarece are în circuit un contact montat pe cubilou la gura de vînt.

Cu această instalaţie de protecţie se elimină pericolul pornirii cubiloului aerisit, caz în care s-ar produce explozia.

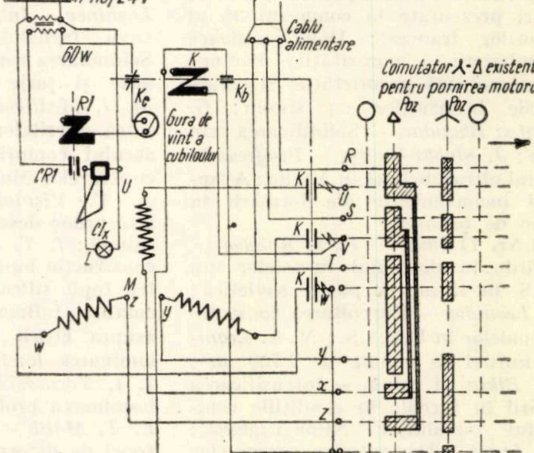


Fig. 1

Instalaţia semnalează optic şi acustic orice oprire voită sau accidentală a ventilatorului, obligînd pe cei care deservesc cubiloul să deschidă gurile de vînt înainte de a porni din nou ventilatorul.

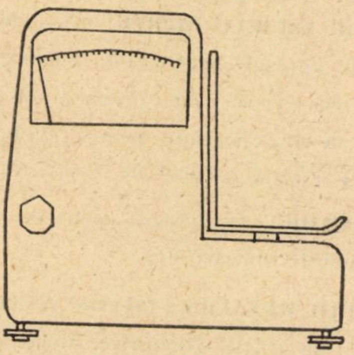
Instalaţia este uşor realizabilă cu surse proprii, fără să complice cu nimic vechea instalaţie de comandă a cubiloului.

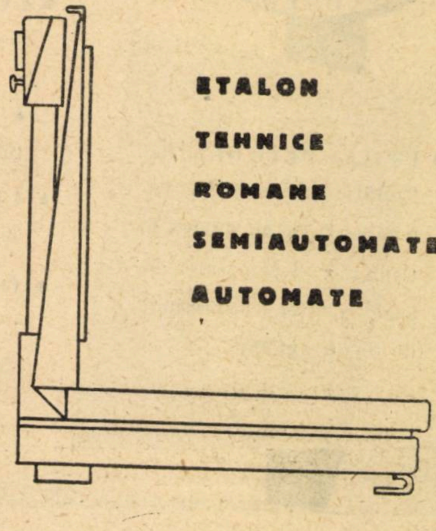
Revista „Metalurgia şi Construcţia de Maşini", organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi administraţia, Bucureşti str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon: 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: Publicaţiile Tehnice M.M.C.M. – cont 071149 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi: 100 lei anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri; lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Intreprinderea Poligrafică nr. 2, str. Brezoianu nr. 23–25, Bucureşti, c. 945

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

BALANȚE
ŞI BASCULE

DE LA 1 kg LA 200 t





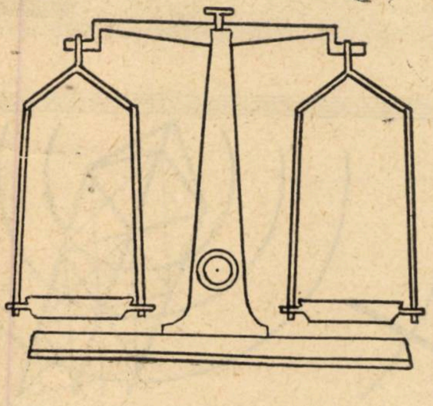
ETALON

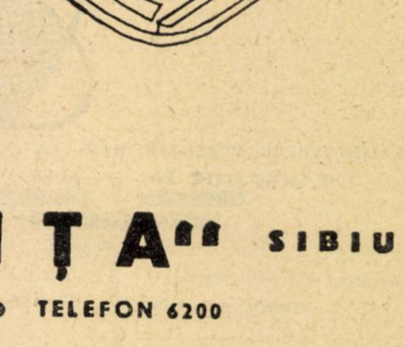
TEHNICE

ROMANE

SEMIAUTOMATE

AUTOMATE





EXECUTA

UZINA „BALANȚA" SIBIU

CALEA GUŞTERIŢEI Nr. 21—23 • TELEFON 6200

UZINA VULCAN BUCUREȘTI

Din programul de fabricație al

UZINEI „VULCAN" BUCUREȘTI

EXECUTĂM ȘI LIVRĂM ÎN ȚARĂ ȘI STRĂINĂTATE

- **UTILAJ PETROLIER:** Unități de pompare, cu pompe cu piston duplex și triplex ◆ Separatoare de gaze și țiței, cu presiuni de 8–70 kgf/cm².

- **CAZANE DE ABUR CU DEBITE:** 6,5–120 t/h și presiuni de 8–140 kgf/cm² pentru toți combustibilii indigeni ◆ Cazane recuperatoare de căldură tip KU-40 și US-2,6 ◆ Cazane de apă fierbinte pentru termoficare pînă la 100 Gkal ◆ Cazane „Vuia" de 1 și 3 t/h, automatizate.
- **UTILAJ CHIMIC:** Decantoare, rezervoare cilindrice, coloane cu diferite utilizări etc.
- **CONSTRUCȚII METALICE:** tubulare și din profile sudate, modernizări de utilaje, dispozitive, utilaje pentru industria materialelor de construcție și siderurgie.

FOR ADVERTISEMENTS IN RUMANIAN PERIODICALS APPLY TO.

PUBLICOM

Modern, efficient advertising on the Rumanian market in full progress of economic development

RUMANIAN PUBLICITY AGENCY

BUCHAREST, RUMANIA — B-DUL N. BĂLCESCU No. 22 — TEL.: 14.75.35

WERBEN SIE IN DER RUMÄNISCHEN FACHPRESSE DURCH

PUBLICOM

Moderne und wirksame Reklame auf dem aufstrebenden rumänischen Markt

RUMÄNISCHE WERBEAGENTUR

BUKAREST, RUMANIEN — B-DUL N. BĂLCESCU 22 — FERNRUF: 14.75.35

FAITES VOTRE PUBLICITÉ DANS LA PRESSE ROUMAINE DE SPÉCIALITÉ EN VOUS ADRESSANT À

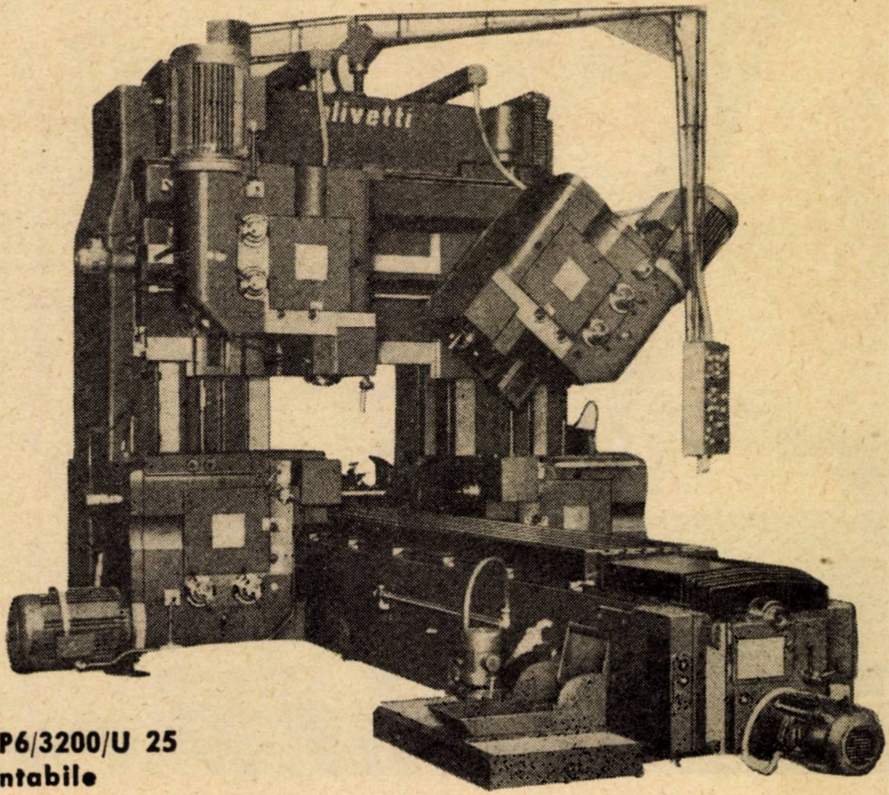
PUBLICOM

Réclame moderne, frappante, efficace, s'adressant au marché roumain en pleine évolution économique

AGENCE ROUMAINE DE PUBLICITE

BUCAREST, ROUMANIE — B-DUL N. BĂLCESCO No. 22 — TEL. 14.75.35

Maşina de frezat portal „Olivetti" FP6



Freză portal FP6/3200/U 25
cu capete orientabile

În multiplele lor variante de execuţie, frezele portal FP6 Olivetti derivă din tipul FP6 şi pot fi clasificate ca şi acestea pentru prelucrări mijlocii. Suprafaţa portantă şi dispoziţia ghidajelor permit deplaşarea unei mese de 630 mm lăţime cu o greutate netă de 4000 kg şi folosirea integrală în toate condiţiile a puterii motoarelor capetelor de frezare. Comanda avansurilor este transmisă prin cutia FPGE înzestrată cu o schemă de nouă viteze care permite, prin simple schimbări de roţi, realizarea unei game de 36 avansuri de lucru.

Maşina poate primi în afară de capetele de frezare UP18 cu motor de 18 CP şi capetele de frezare U25 şi U32 (cu motor de 25 şi 32 CP), destinate maşinilor de tip normal precum şi capetele UP25 şi UP32 (cu motoare de 25 şi 32 CP) destinate în special maşinilor de producţie.

Caracteristicile frezei portal FP6:

Lăţimea maximă a mesei	mm		630	
Cursa mesei	mm	1 250	2 000	3 200
Canale în T nr. x lăţimea	mm	5 x 22	5 x 22	5 x 22
Lungimea maximă a mesei	mm	1 750	2 500	3 700
Distanţa dintre canale'e în T	mm	100	100	100
Greutatea maximă a maşinii	kg	8 000	8 000	8 000
Greutatea maximă a piesei	kg	1 800	2 500	4 000

Caracteristicile capetelor de frezare:

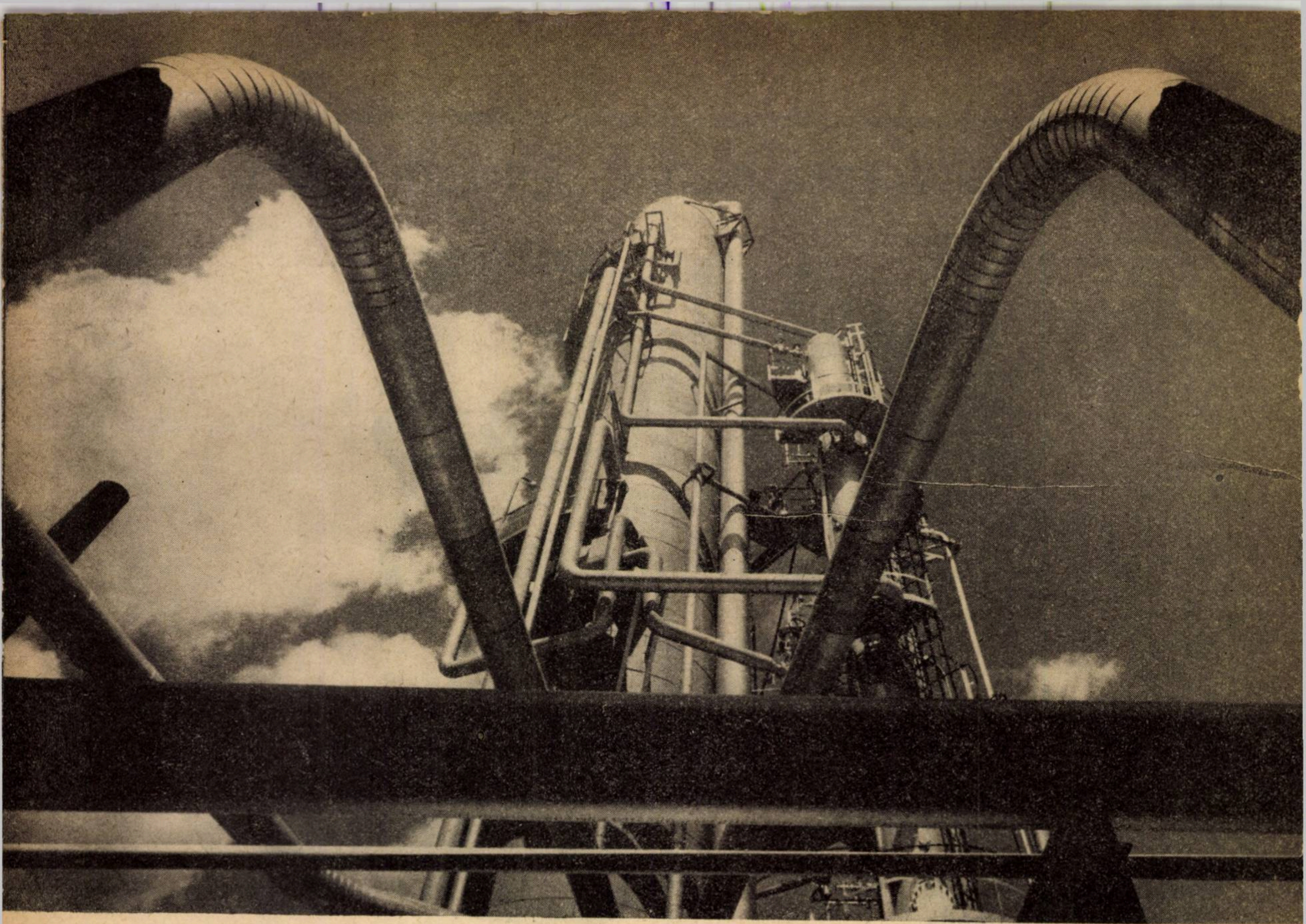
		U25 — U32	UP25 — UP32
Conul mandrinei	mm	69,850 (2"3/4)	107,950 (4"1/4)
Flanşa mandrinei	mm	221,44 (N 60)	221,44 (N 60)
Diametrul mandrinei pe suportul din faţă	mm	160	160
Diametrul maxim recomandat al frezei	mm	600	600
Diametrul maxim al frezei	mm	400	400
Reglaj axial	mm	350	350
Numărul de viteze al axului principal		36	10
Gama normală	rot/min	18 — 1 000	25 — 200
Gama lentă, maximum 16 CP	rot/min	—	16 — 100
Motoare cu 4 poli	CP	25 — 32	25 — 32

olivetti

SUCURSALE ŞI REPREZENTANŢI
ÎN TOATE ŢĂRILE LUMII

Maşini-unelte

Ing. C. Olivetti & C., S.p.A.
San Bernardo d'Ivrea
Italia • Tel. 3621



Vederea parțială a uneia dintre cele mai mari rafinării petroliere din Republica Federală Germană. La instalarea acestei rafinării a contribuit în mare măsură firma FRIED KRUPP, Secția de construcții industriale.

KRUPP

Dintre domeniile de lucru ale concernului KRUPP

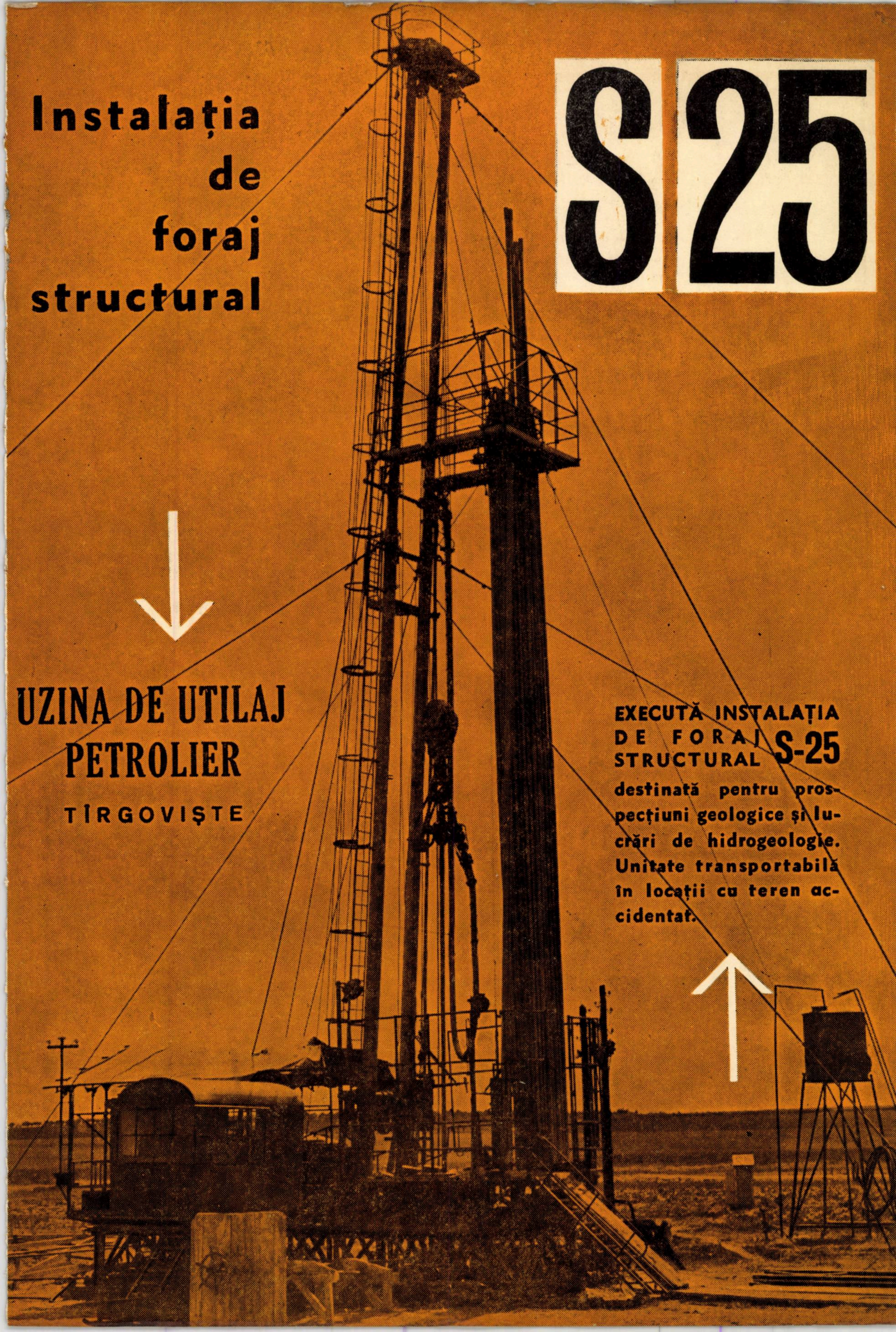
Cercetări de zăcăminte și proiectări miniere, instalații pentru producerea și prelucrarea fierului, oțelului și metalelor neferoase, instalații pentru prepararea minereurilor, cărbunilor și altor minerale, instalații pentru industria chimică, fabrici de ciment, var și ipsos, construcții de poduri și construcții hidraulice construcții de beton armat, piese forjate libere, valțuri, piese de fontă, metal dur WIDIA, materiale pentru magneți; mașini combinate de confecționat cabluri, prese hidraulice, mașini pentru industria cauciucului și a materialelor plastice; instalații de fabricat uleiuri comestibile; mașini de prelucrat tablă și mașini de împachetat; instalații pentru tratarea apei de băut, aparate și rezervoare, unelte pneumatice; camioane, vehicule speciale, locomotive Diesel și electrice, vagoane speciale, vase-cisterne, vase de comerț și călători; motoare Diesel; instalații de extracție, macarale, excavatoare.

Comerț de fier și de oțel.

Pentru informați detailate vă rugăm să vă adresați Direcției Firmei KRUPP.

FRIED. KRUPP ESSEN

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883



Instalația de foraj structural

S 25

UZINA DE UTILAJ PETROLIER

TÎRGOVIȘTE

EXECUTĂ INSTALAȚIA DE FORAJ STRUCTURAL S-25

destinată pentru prospecțiuni geologice și lucrări de hidrogeologie. Unitate transportabilă în locații cu teren accidentat.

COMBINATUL SIDERURGIC
HUNEDOARA

PRODUCE ȘI LIVREAZĂ:
profile laminate grele, mijlocii și fine, sîrmă, benzi, toată gama de semifabricate din oțeluri carbon și aliate

derivate chimice, apă amoniacală, sulfat de amoniu, sulf, benzen, toluen, xilen, smoală, naftalină...

E 32 80

KAP

METALURGIA

4

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XV • Nr. 4 • APRILIE 1963

uzinele

23 AUGUST

produc:

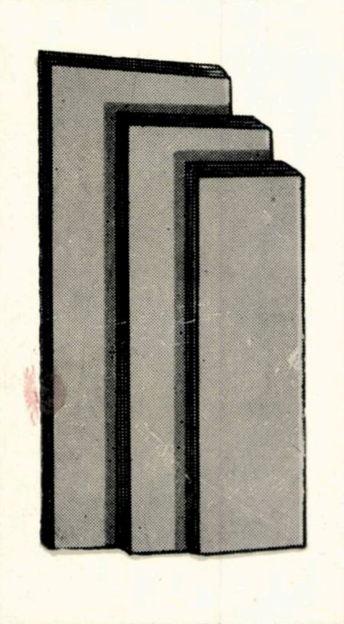
- Piese turnate din oţel, pînă la 25 t/bucată
- Piese turnate din oţeluri refractare
- Piese turnate din oţel manganos
- Piese turnate din fontă
- Piese turnate din fontă modificată, pentru maşini-unelte
- Piese forjate liber
- Piese matriţate
- Oţeluri aliate pentru construcţii
- Oţeluri pentru scule, aliate şi rapide

U23A

ORSZÁGOS SZÉCHÉNYI KÖNYVTÁR

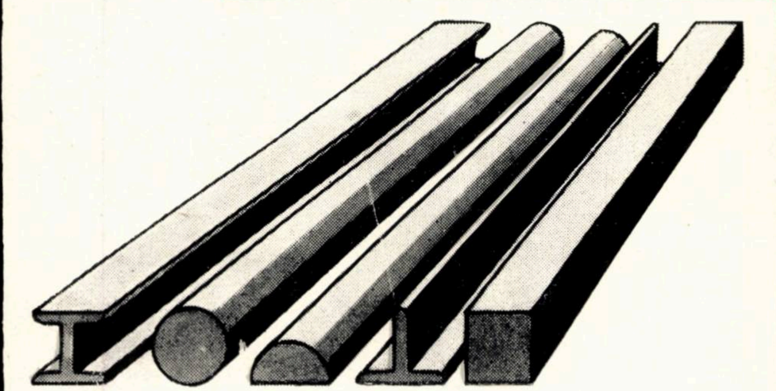
uzina

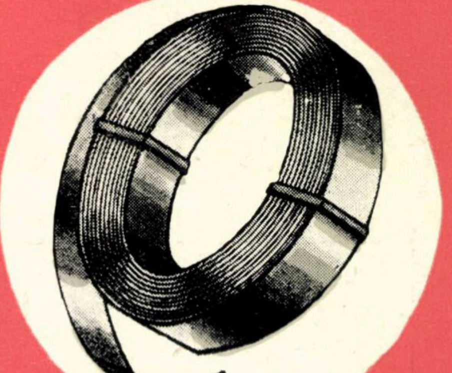
OŢELUL ROŞU

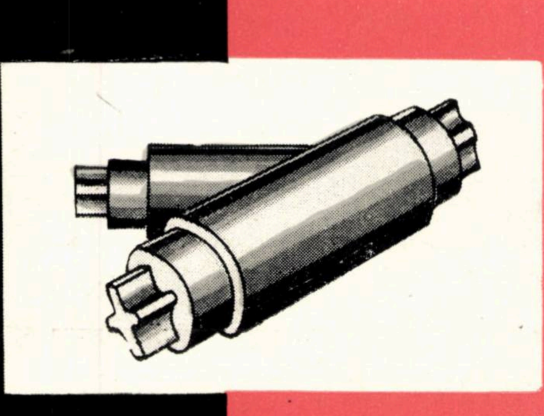


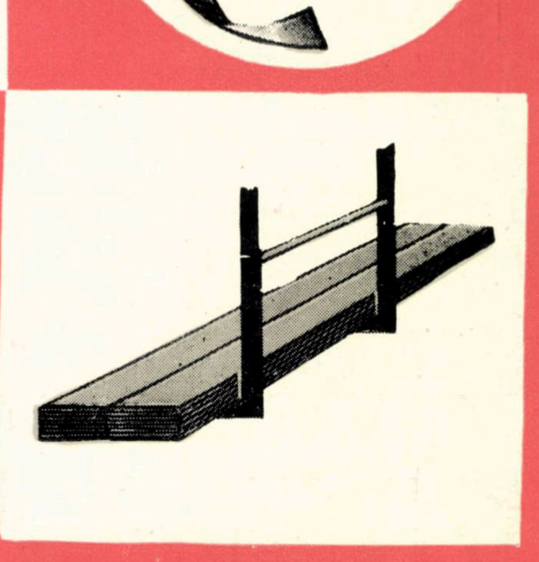
PRODUCE:

- Platine de oţel de 12,7 — 72 kg/m
- Ţagle plate de 13T/44; 160/32 şi 160/44 mm
- Ţagle 125 x 125 mm
- Tablă neagră de 0,5 — 1 mm grosime
- Tablă decapată de 0,5 — 4 mm grosime
- Table pentru construcţii mecanice, de 0,5 — 5 mm grosime
- Tablă silicioasă pentru industria electrotehnică, de 0,5 mm grosime
- Tablă zincată de 0,5 — 4 mm grosime
- Tablă zincată ondulată de 0,5 — 1,5 mm grosime
- Tablă neagră ondulată de 0,5 — 1,5 mm grosime
- Oţel beton de 30 — 40 mm diametru
- Oţel patrat de 8 x 8; 10 x 10 şi 12 x 12 mm
- Oţel semirotund 25 x 12,5 şi 38 x 19 mm
- Oţel lat de 20 — 40 mm lăţime şi 5 — 14 mm grosime
- Oţel lat pentru piuliţe OLF-OL38 de 17,5 x 9,5 şi 38 x 20 mm
- Oţel H pentru butoaie metalice de 32 x 23 x 5 mm
- Oţel T_4
- Oţel trapezoidal de 28 x 2,5 x 1,5 mm
- Cilindri turnaţi din fontă: cu crustă dură şi semidură
- Piese turnate din oţel şi alte metale
- Var gras industrial
- Oxigen tehnic
- Dolomită calcinată
- Tuburi flexibile pentru semănători

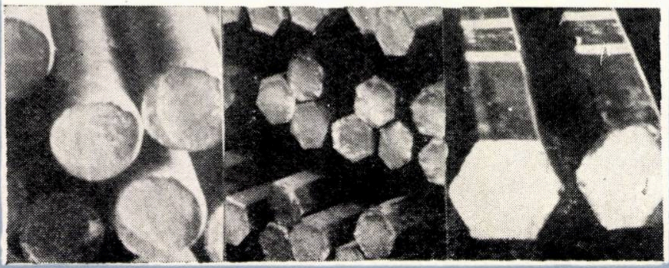






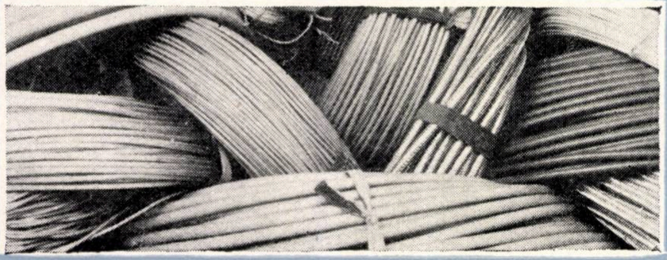


PRODUSE METALURGICE

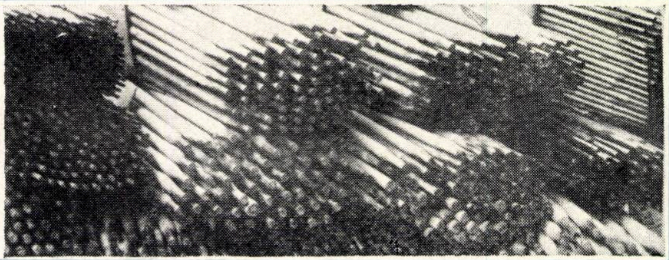


Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri de carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale. **Bare trase** • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.

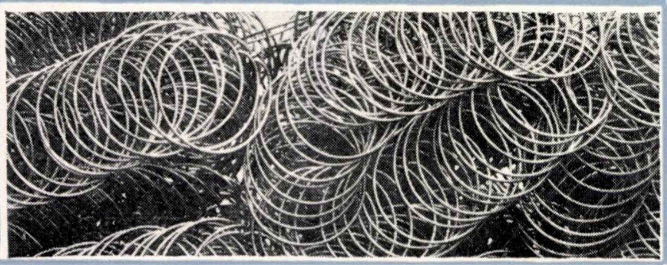
Cuie • de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.



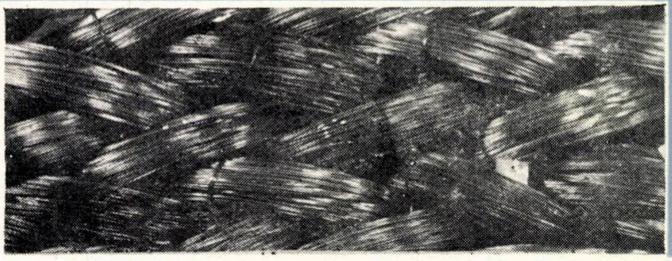
Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac. **Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV** • **Bandă izolatoare.**



Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi, pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi fonte.



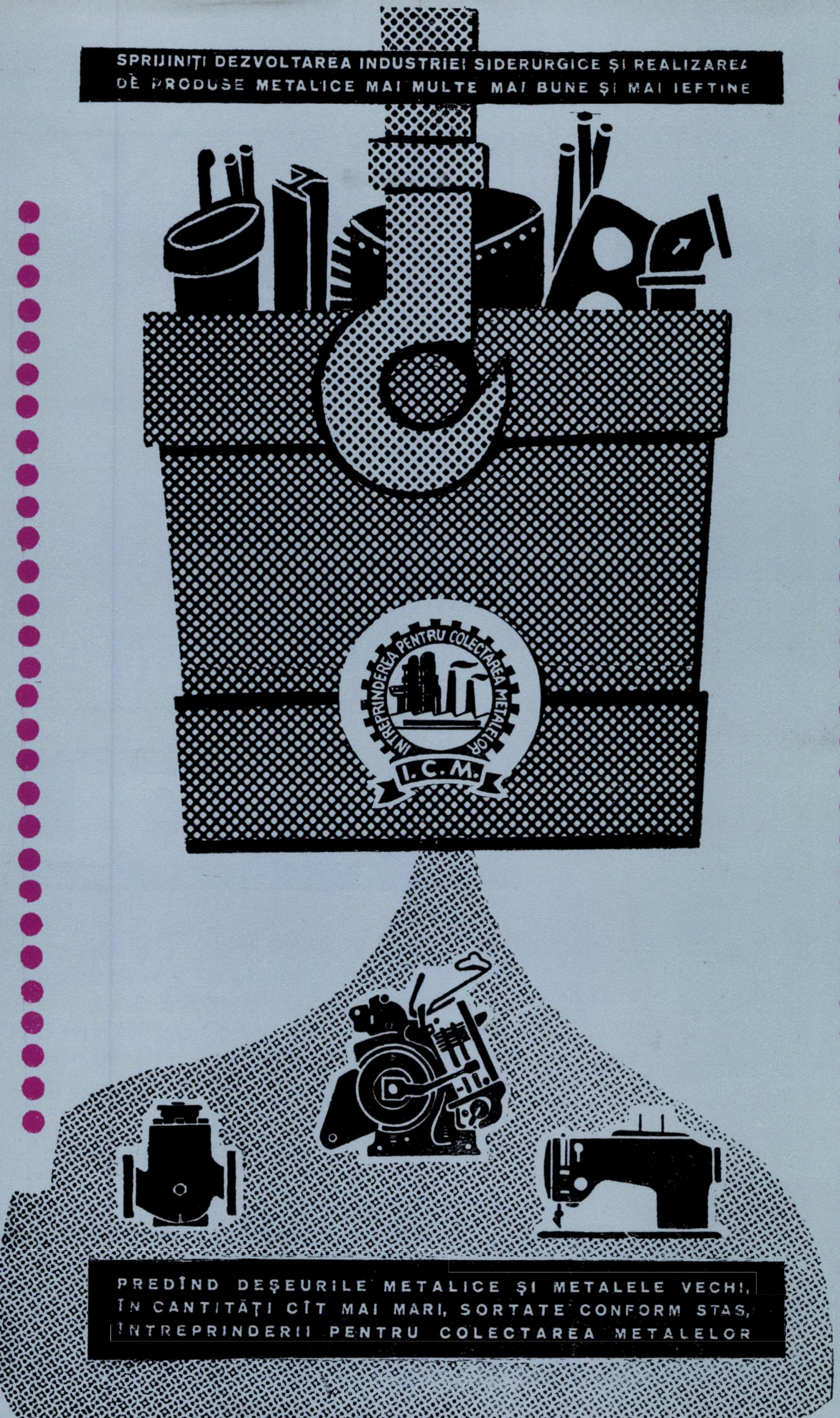
Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale din sîrmă de oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.



Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite întrebuinţări.
Sîrme trase neferoase • din cupru, şi din alamă.
Sîrme zincate • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.

INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA – TURZII ● STR. MALINOVSKI Nr. 133 ● TELEFON: 2, 9, 14 şi 32 ● REG. CLUJ


SPRIJINIŢI DEZVOLTAREA INDUSTRIEI SIDERURGICE ŞI REALIZAREA
DE PRODUSE METALICE MAI MULTE MAI BUNE ŞI MAI IEFTINE
ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR
I.C.M.
PREDÎND DEŞEURILE METALICE ŞI METALELE VECHI,
ÎN CANTITĂŢI CÎT MAI MARI, SORTATE CONFORM STAS,
ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR

VELA

Păstrarea nuanţei la 140°C
Rezistenţă la intemperii
Duritate
Elasticitate
Luciu

EMAILURI

HEXOL

PENTRU ORICE OBIECTE METALICE

USCARE 20′ LA 140°C, ÎN CUPTOR

FABRICA DE LACURI ŞI VOPSELE

TIMIŞOARA • STR. PENEŞ CURCANUL Nr. 5 • TELEFON 25-71

METALURGIA

Anul 15 nr. 4 aprilie 1963

CUPRINS

Marinescu, I. : Siderurgia — ramură hotărîtoare a industriei 289

Murguleț, N. și *Bărăscu, I.* : Epurarea gazelor la convertizoarele cu insuflare de oxigen 292

Hătărăscu, O., *Atanasiu, Gh.*, *Pietroșeneanu, M.* și *Dumitru, L.* : Cercetări cu privire la reducerea directă a minereurilor de fier în reactoare basculante, cu ajutorul gazelor reducătoare obținute prin conversia metanului cu aer 298

Avram, C. și *Iatan, N.* : Proprietățile de turnare a fontelor cenușii de la uzina Victoria Călan la evacuarea din furnal și după retopirea lor în cubilou . . . 305

Franțiu, I., *Cuida, O.*, *Laiu, N.* și *Loziciu, M.* : Aspecte tehnico-economice ale fabricării și utilizării laminatelor de oțel placat 312

Niculescu, G. : Extinderea aplicării tratamentului prin curenți de inducție la uzinele Semănătoarea . . . 316

Miheț, G. : Forjarea rotoarelor pentru turbogeneratoare 322

Suceveanu, Gh.: Tehnologia aplicării procedeului de sulfizare 326

Extrase 330

Recenzii 331

Cronică 334

Revista revistelor 336

CZ 669.1

I. Marinescu : **Siderurgia — ramură hotărîtoare a industriei.**

Melalurgia 15 (1963), nr 4, p. 289—291

CZ 669.184.146.015.7

N. Murgulet și *I. Bărăscu* : **Epurarea gazelor la convertizoarele cu insuflare de oxigen**

Se tratează sistemele de epurare a gazelor de convertizor în general și se prezintă instalația proiectată și executată în R.P.R. pentru un convertizor experimental de 2 t.

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 292—297

CZ 669.181.094.2 : 66.041.497

O. Hătărăscu, Gh. Atanasiu, M. Pietroșeneanu și *L. Dumitru* : **Cercetări cu privire la reducerea directă a minereurilor de fier în reactoare basculante, cu ajutorul gazelor reducătoare obținute prin conversia metanului cu aer.**

Sînt prezentate pe scurt cercetările efectuate în cadrul Institutului de cercetări metalurgice — București, privind reducerea directă a minereurilor de fier în reactoare basculante cu ajutorul gazului metan, arătîndu-se rezultatele încercărilor făcute în laborator și în instalația pilot cu o capacitate de 0,5 — 0,75 t burete de fier/zi.

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 298—305

CZ 669.131.6 : 621.746.6

C. Avram și *N. Iatan* : **Proprietățile de turnare a fontelor cenușii de la uzina Victoria — Călan la evacuarea din furnal și după retopirea lor în cubilou.**

Se stabilește influența compoziției încărcăturii furnalului, a duratei de menținere a fontei lichide în oala de turnare, a tratării fontei cu sodă și a retopirii fontei în cubilou asupra conținutului de gaze, structurii și proprietăților de turnare.

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 305—311

CZ 621.771.8.003

I. Franțiu, O. Cuida, N. Laiu și *M. Loziciu* : **Aspecte tehnico-economice ale fabricării și utilizării laminatelor de oțel placat.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 312—316

CZ 621.785.545.45 : 631.3

G. Niculescu : **Extinderea aplicării tratamentului prin curenți de inducție la uzinele Semănătoarea.**

Se indică unele aspecte constructive ale dispozitivelor de călire prin curenți de înaltă frecvență a pieselor pentru mașini agricole.

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 316—322

CZ 621.73 : 621.313.322—81

G. Mihet : **Forjarea rotoarelor pentru turbogeneratoare.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 322—326

CZ 621.785.5

Gh. Suceveanu : **Tehnologia aplicării procedeului de sulfizare.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 326—329

ДК 669.1

И. Маринеску: **Черная металлургия — решающая отрасль промышленности.**

Metalurgia 15 (1963). № 3, стр. 289–291

ДК 669.184.146.015.7

Н. Мургулец, И. Бэрэску: **Газоочистка кислородных конверторов.**

Рассматриваются системы очистки конвертерных газов вообще и описывается запроектированная и изготовленная в Р.Н.Р. установка для опытного 2-х-тонного конвертера.

Metalurgia, 15 (1963), № 4, стр. 292–297

ДК 669.181.094.2 : 66.041.497

О. Хэтэрэсиу, Г. Атанасиу, М. Пьетрошеняну и *Л. Думитру*: **Исследования в области непосредственного восстановления железной руды в опрокидывающихся реакторах, с помощью восстановительного газа, полученного посредством конверсии метана воздухом.**

Вкратце освещены исследования проведенные Бухарестским научно-исследовательским металлургическим институтом по непосредственному восстановлению железной руды в опрокивывающихся реакторах с помощью газа метана, причем приводятся результаты лабораторных испытаний и на пилотной установке мощностью 0,5—0,75 т губчатого железа/сутки.

Metalurgia 15 (1963), № 4, стр. 298–305

ДК 669.131.6 : 621.746.6

К. Аврам, Н. Ятан: **Свойства отливки серого чугуна на заводе „Виктория", Кэлан при выпуске из домны и после переплавки в вагранке.**

Определяется влияние состава доменной шихты, продолжительности выдерживания жидкого чугуна в литейном ковше, обработки чугуна содой и его переплавки в вагранке на газосодержание, структуру и свойства отливки.

Metalurgia 15 (1963), № 4, стр. 305–311

ДК 621.771.8.003

И. Франциу, О. Куйда, Н. Лаю, М. Лозичиу: **Технико-экономические аспекты производства и использования стальной плакированной стали.**

Metalurgia 15 (1963), № 4, стр. 312–316

ДК 621.785.545.45 : 631.3

Г. Никулеску: **Широкое применение в промышленности закалки деталей сельскохозяйственных машин индукционными токами.**

Освещается ряд конструктивных вопросов, связанных с приспособлениями для высокочастотной закалки деталей сельскохозяйственных машин.

Metalurgia 15 (1963), № 4, стр. 316–322

ДК 621.78 : 621.313.322–81

Г. Михец: **Ковка турбогенераторных роторов.**

Metalurgia 15 (1963), № 4, стр. 322–326

ДК 621.795.5

Г. Сучевяну: **Технология применения способа сульфидирования.**

Metalurgia 15 (1963), № 4, стр. 326–329

DK 669.1

I. Marinescu: **Das Hüttenwesen — bestimmender Industriezweig.**

Metalurgia 15 (1963), H. 4, S. 289–291

DK 669.184.146.015.7

N. Murguleţ und *I. Bărăscu*: **Gasreinigung im Sauerstoff-Konverter.**

Es werden die Gasreinigungssysteme für einen Konverter im allgemeinen und es wird den in R.V.R. projektierten und ausgeführten Versuchskonverter für eine Kapazität von 2 T besprochen.

Metalurgia 15 (1963), H. 4, S. 292–297

DK 669.181.094.2 : 66.041.497

O. Hătărăscu, Gh. Atanasiu, M. Pietroşeneanu und *L. Dumitru*: **Im Zusammenhang mit der direkten Reduktion der Eisenerze in Kippreaktoren, mit Hilfe von Reaktionsgasen, die durch die Konversion des Methans und der Luft gewonnen wurden.**

Die Verfasser beschreiben kurz die im Bukarester Institut für Metallurgieforschungen vorgenommenen Untersuchungen zur direkten Reduktion der Eisenerze in Kippreaktoren mit Hilfe von Methangas. Gleichzeitig werden die Ergebnisse der Versuche angeführt, die im Laboratorium und einer Versuchsanlage mit einer Kapazität von 0,5—0,7 T Eisenschwamm pro Tag erzielt wurden.

Metalurgia 15 (1963), H. 4, S. 298–305

DK 669.131.6 : 621.746.6

C. Avram und *N. Iatan*: **Die Gusseigenschaften der Graugussorten aus den „Victoria-Werken" Călan nach Abstich aus dem Hochofen und nach ihrem Umschmelzen in Kupolöfen.**

Die Verfasser bestimmen den Einfluss der Zusammensetzung der Hochofenbeschickung, des Aufenthalts des flüssigen Roheisen in der Gusspfanne, der Behandlung des Roheisens mit Soda und des Umschmelzens des Roheisens in Kupolofen auf den Gasgehalt, die Struktur und die Gusseigenschaften.

Metalurgia 15 (1963), H. 4, S. 305–311

DK 621.771.8.003

I. Franţiu, O. Cuida, N. Laiu und *M. Loziciu*: **Technische und wirtschaftliche Aspekte der Herstellung und Verwendung der Walzstrassen für plattierten Stahl.**

Metalurgia 15 (1963), H. 4, S. 312–316

DK 621.785.545.45 : 631.3

G. Niculescu: **Die Verbreitung im industriellem Masstanb der Hochfrequenzhärtung bei Bestandteilen der Landmaschinen.**

Es werden einige bautechnische Aspekte der Vorrichtungen für die Hochfrequenzhärtung der Bestandteile für Landmaschinen angeführt.

Metalurgia 15 (1963), H. 4, S. 316–322

DK 621.73 : 621.313.322–81

G. Miheţ: **Das Schmieden der Rotoren für Turbogeneratoren.**

Metalurgia 15 (1963), H. 4, S. 322–326

DK 621.785.5

Gh. Suceveanu: **Die Anwendungstechnologie des Sulfidierungsverfahrens.**

Metalurgia 15 (1963), H. 4, S. 326–329

CD 669.1

I. Marinescu : **La sidérurgie — facteur décisif de l'industrie.**

Metalurgia 15 (1963), no. 4, p. 289—291

CD 669.184.146.015.7

N. Murgulet et *I. Bărăscu* : **L'épuration des gaz des convertisseurs à oxygène.**

On examine les systèmes d'épuration des gaz de convertisseur en général et l'on présente une installation projetée et executée en R.P.R. pour un convertisseur expérimental de 2 t.

Metalurgia 15 (1963), no. 4, p. 292—297

CD 669.181.094.2 : 66.041.497

O. Hătărăscu, Gh. Atanasiu, M. Pietroşeneanu et *L. Dumitru* : **Recherches concernant la réduction directe des minerais de fer dans les réacteurs basculants, à l'aide des gaz réducteurs obtenus par la conversion à air du méthane.**

On présente succinctement les recherches, effectuées a l'Institut de recherches métallurgiques de Bucarest, sur la réduction directe des minerais de fer dans les réacteurs basculants, à l'aide du méthane ; on expose les résultats obtenus dans les laboratoires et dans l'installation expérimentale ayant une capacité de 0,5—0,75 t de fer spongieux par jour.

Metalurgia 15 (1963), no. 4, p. 298—305

CD 669.131.6 : 621.746.6

C. Avram et *N. Iatan* : **Les propriétés de coulée des fontes grises produites par les usines Victoria-Călan, constatées à la sortie du fourneau et après la refonte dans le cubilot.**

On établit l'influence de la composition de la charge du fourneau, celle du maintien de la fonte liquide dans la poche de coulée, celle du traitement de la fonte par la soude et, enfin, celle de la refonte dans le cubilot, sur la teneur en gaz, sur la structure et sur les propriétés de coulée.

Metalurgia 15 (1963), no. 4, p. 305—311

CD 621.771.8.003

I. Franțiu, O. Cuida, N. Laiu et *M. Loziciu* : **Aspects techniques et économiques de la fabrication et de l'utilisation des produits laminés en acier plaqué.**

Metalurgia 15 (1963), no. 4, p. 312—316

CD 621.785.545.45 : 631.3

G. Niculescu : **L'extension de l'application industrielle de la trempe par courants électriques induits aux pièces des machines agricoles.**

On donne quelques détails concernant la construction des dispositifs employés pour la trempe, par courants de haute fréquence, des pièces des machines agricoles.

Metalurgia 15 (1963), no. 4, p. 316—322

CD 621.73 : 621.313.322—81

G. Mihet : **Le forgeage des rotors pour turbogénérateurs.**

Metalurgia 15 (1963), no. 4, p. 322—326

CD 621.785.5

Gh. Suceveanu : **La technologie de l'application du procédé de sulfisation.**

Metalurgia 15 (1963), no. 4, p. 326—329

DC 669.1

I. Marinescu : **Ferrous metallurgy — the mean branch of the industry.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 4. p. 289–291

DC 669.184.146.015.7

N. Murguleț and *I. Bărăscu* : **Oxigen converter gascleaning.**

The converter gascleaning methods are dealt in generally, and the plant for a 2 tons converter, designed and errected in R.P.R. for research work, is presented.

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 292–297

DC 669.181.094.2 : 66.041.497

O. Hătărăscu, Gh. Atanasiu, M. Pietroșeneanu and *L. Dumitru* : **Researches regarding the direct reduction of the iron ores in basculating reactors with the help of the reducing gases obtained by the conversion of the methane with air.**

The researches carried out in the Institute for metallurgical researches regarding the direct reduction of iron ores in basculating reactors with the help of gaseous methane are shortly presented, and also the results of the works executed in the laboratory or in the pilot equipment with a capacity of 0,5–0,75 t iron sponge per day.

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 298–305

DC 669.131.6 : 621.746.6

C. Avram and *N. Iatan* : **Casting qualities of grey cast-iron from the Victoria Works — Calan, at the evacuation from the furnace and their remelting into pig-iron.**

The influence of the composition of the furnace's charge, of the duration of the maintenance of the liquid cast-iron into the casting pot, of the submitting of the cast-iron to the action of sodium hydroxyde and of the resmelting of the cast-iron into pig-iron on the gas content, the structure and the casting qualities is established.

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 305–311

DC 621.771.8.003

L. Franțiu, O. Cuida, N. Laiu and *M. Loziciu* : **Techno-economical aspects of manufacture and utilization of rolled steel plates.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 312–316

DC 621.785.545.45 : 631.3

G. Niculescu : **Extension of the industrial application of tempering by induction currents to the pieces of agricultural machines.**

Some constructive aspects of the apparatus for tempering at high frequency currents of the pieces of agricultural machines are indicated.

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 316–322

DC 621.73 : 621.313.322.81

G. Miheț : **The forging of rotors for turbogenerators.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 4, p. 322–326

DC 621.785.5

Gh. Suceveanu : **Technology of the application of the proceeding of sulfurization.**

Metalurgia 15)1963), nr. 4, p. 326–329

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Metalurgiei și Construcțiilor de Mașini și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.P.R. — Redacția și administrația, București, srt. Ion Ghica nr. 3, raion Tudor Vladimirescu, telefon : 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru bibliotecii și cabinetele tehnice la contul nostru de virament : 026.002 B. R. P. R. — Filiala 30 Decembrie, M.M.C.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice – București. Tarif pentru întreprinderi : lei 100 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică nr. 2, str. Brezoianu nr. 23—25 București, c. 2116

METALURGIA

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI ŞI
AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.

ANUL 15
Nr. 4
BUCUREŞTI
APRILIE
1963

Siderurgia — ramură hotărîtoare a industriei

Ing. I. MARINESCU
Şeful Departamentului siderurgiei
din Ministerul Metalurgiei şi
Construcţiilor de Maşini

In opera de industrializare socialistă Partidul Muncitoresc Romîn, călăuzindu-se după învăţătura marxist-leninistă, acordă o deosebită atenţie dezvoltării siderurgiei. Pentru a putea dezvolta cu precădere industria grea, cu pivotul ei industria constructoare de maşini, trebuie să avem fontă, oţel şi laminate de bună calitate şi în cantităţi suficiente.

In cursul anilor de democraţie populară, partidul şi guvernul au alocat importante resurse materiale şi financiare în direcţia dezvoltării şi modernizării agregatelor existente şi a creării de noi capacităţi la un înalt nivel tehnic. Au fost puse în funcţiune noi baterii de cocs, fabrici de aglomerare pentru minereuri, furnale de mare capacitate, oţelării şi laminoare moderne la Hunedoara şi Reşiţa, s-au construit fabrici noi, printre care Fabrica de ţevi de la Roman şi Fabrica de ţevi sudate din Bucureşti, s-au dezvoltat şi modernizat Uzina de tablă subţire de la Galaţi, Uzinele de la Oţelul Roşu, Călan, Uzina Republica — Bucureşti şi în general toate uzinele siderurgice.

Datorită muncii pline de elan a poporului nostru eliberat de exploatare, producţia industriei siderurgice cunoaşte în anii puterii populare creşteri importante. Graficele din figurile 1, 2 şi 3 oglindesc destul de expresiv aceste creşteri.

Este demn de remarcat şi evoluţia unor indicatori generali în siderurgie în această perioadă. Astfel, producţia de fontă pe cap de locuitor a crescut în anul 1962 la peste 80 kg faţă de 8,5 kg în 1938, iar cea de oţel la peste 130 kg în 1962 faţă de circa 18 kg în 1938.

Paralel cu creşterea producţiei au crescut simţitor indicii de utilizare a agregatelor şi s-au redus consumurile specifice de materiale. Din comparaţia anilor 1959 şi 1962 în privinţa acestor indici se desprinde că în perioada acestor trei ani s-au înregistrat importante progrese (tab. 1).

Efortul siderurgiştilor, privind traducerea în viaţă a sarcinilor stabilite de cel de-al III-lea Congres al P.M.R. de a da patriei mai mult metal, a fost răsplătit de rezultate îmbucurătoare. În primii trei ani ai planului de şase ani s-au înregistrat realizări de seamă în sporirea producţiei. Aşa de pildă în anul 1962 producţia de cocs a fost cu 256 % mai mare decît în 1959, la fontă cu 80 %, la oţel cu 60 %, la laminate cu 85 %, iar la ţevi cu 66 % mai mare decît în 1959.

Deosebit de important este faptul că sporurile însemnate de producţie, realizate în ultimii trei ani, au fost obţinute în mare măsură prin creşterea productivităţii muncii, utilizarea mai bună a capacităţii agregatelor, ca urmare a întrecerii însufleţite desfăşurată de siderurgişti pentru obţinerea unor indici mai înalţi la furnale, cuptoare Martin şi laminoare. În aceşti trei ani, pe ansamblul siderurgiei, productivitatea muncii a crescut cu 37,5 %.

Străduindu-se să ridice necontenit nivelul tehnic al producţiei, muncitorii, inginerii şi tehnicienii din uzinele siderurgice au obţinut rezultate de seamă în domeniul perfecţionării producţiei şi introducerii tehnologiei avansate. De pildă, furnalele noastre au început să lucreze cu temperaturi înalte ale aerului insuflat şi cu presiune ridicată la gîtul furnalului. Se lucrează cu aglomerat autofondant şi s-a extins folosirea gazului metan la toate furnalele din Hunedoara, Reşiţa şi Călan.

În oţelării a sporit greutatea medie a şarjei, s-a extins folosirea cărămizilor refractare bazice la inzidirea cuptoarelor Martin, s-a îmbunătăţit regimul termic, a crescut durabilitatea cuptoarelor. Oţelarii noştri lucrează după instrucţiuni tehnologice fundamentate ştiinţific.

La laminoare a fost introdusă pe scară mai largă metoda de laminare la toleranţe restrînse, în special la uzina Oţelul Roşu" la Reşiţa şi la Hunedoara. Prin aceasta, în cursul anului trecut au fost economisite mii de tone de metal.

Tabela 1

Nr. crt.	Indicele	1959	1962
1	Indicele de utilizare a furnalelor . . .	100	125
2	Indicele de utilizare a cuptoarelor Martin	100	127
3	Indicele de utilizare a laminoarelor . .	100	135
4	Consumul specific de cocs pentru furnale	100	80,7
5	Consumul specific de combustibil în cuptoarele Martin	100	86,9
6	Consumul specific de cărămizi refractare la producţia de oţel	100	97,3
7	Consumul specific de utilaj pentru turnare la oţel	100	89,0

Odată cu sarcina creşterii producţiei de metal, partidul a pus în faţa colectivelor de muncitori, ingineri şi tehnicieni din siderurgie sarcina îmbunătăţirii calităţii şi lărgirii sortimentelor producţiei. Avînd în permanenţă sprijinul şi indicaţiile valoroase ale conducerii de partid şi de stat, colectivele de siderurgişti au obţinut şi sub acest aspect succese însemnate. Ponderea oţelurilor de calitate superioară elaborate în cuptoarele electrice a crescut, s-au produs noi sortimente de oţeluri aliate şi s-a extins considerabil producţia altora, deosebit de necesare, printre care, oţelurile de rulmenţi, oţelurile pentru utilaj chimic, pentru industria petrolieră etc.

Producţia de oţeluri aliate şi carbon de calitate a crescut în 1962 cantitativ de peste patru ori faţă de anul 1959, iar numărul mărcilor de oţel a crescut în aceeaşi perioadă cu 60 %, numai în 1962 fiind asimilate 39 de mărci noi de oţel.

A fost asimilată fabricaţia unor sortimente de laminate ca profile „U", şi „I", profile pentru jantă de camion, şenile de tractor, armări miniere, profile economice şi cu secţiuni subţiri, oţeluri beton de mare rezistenţă (periodic şi torsionat), ţevi laminate pentru prăjini grele etc.

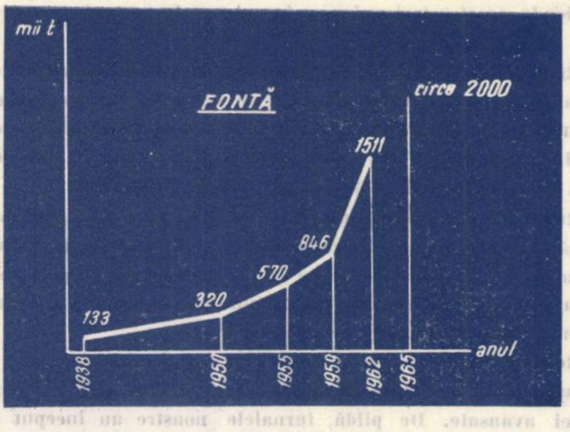


Fig. 1

Un rol important în dezvoltarea industriei siderurgice din ţara noastră l-au avut institutele de proiectări şi institutele de cercetări. Acestea, în colaborare cu uzinele siderurgice, au rezolvat cu succes o serie de probleme rezultate din sarcinile de dezvoltare a siderurgiei. Astfel, Institutul de cercetări metalurgice a elaborat procedee tehnologice pentru obţinerea unor noi mărci de oţeluri aliate. Împreună cu furnaliştii din uzine a rezolvat problema folosirii gazului la toate furnalele noastre, a adus îmbunătăţiri la fabricaţia principalelor produse siderurgice şi a materialelor refractare, a pus la punct fabricaţia cocsului metalurgic din cărbuni slab aglutinaţi din Valea Jiului şi a rezolvat semicocsificarea în pat fluidizat a cărbunilor energetici.

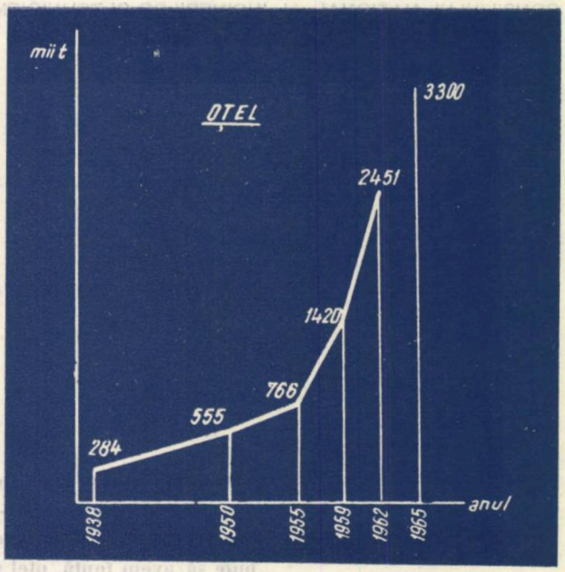


Fig. 2

Institutele de proiectări au întocmit documentaţii valoroase pentru construcţiile şi agregatele siderurgice, rezolvînd cu competenţă o serie de probleme deosebit de importante, cum ar fi : reconstrucţia în mers a oţelăriei şi a furnalelor de la Reşiţa, construirea furnalelor şi cuptoarelor Martin de mare capacitate, modernizarea liniilor de laminoare etc. Tot mai mult se resimte aportul proiectanţilor şi cercetătorilor noştri din domeniul siderurgiei la rezolvarea unor probleme noi şi îmbunătăţirea tehnicii în siderurgie, fapt care le-a adus stima multor cadre de specialitate din străinătate.

Care sînt problemele mai importante către care trebuie să ne îndreptăm eforturile în etapa actuală ?

În primul rînd, în faţa colectivelor noastre trebuie să stea sarcina valorificării în mai mare măsură a materiilor prime indigene. Unele resurse de minereuri de fier şi mangan, cărbuni, cuarţite, dolomite şi alte materii prime pentru siderurgie şi ramura materialelor refractare sînt încă insuficient exploatate şi puse în slujba economiei naţionale. De aceea, siderurgiştii din uzine, institute şi minister sînt chemaţi să se preocupe îndeaproape de valorificarea cît mai din plin a acestor resurse foarte necesare pentru industria noastră siderurgică.

Anul 1963 pune în faţa furnaliştilor, ca una dintre cele mai importante sarcini, reducerea consumului de cocs pe tona de fontă cu peste 100 kg faţă de 1962.

Pentru aceasta este necesar să se rezolve rapid şi economic problema pregătirii materialelor introduse în furnal, ştiut fiind că de valoarea metalurgică a minereurilor, de granulaţia lor, a calcarului depinde în mare măsură consumul de cocs. În condiţiile siderurgiei noastre şi în special în etapa pînă în anul 1965 trebuie să se realizeze un salt substanțial în această direcție. Pe de o parte este necesar să se concaseze și să se spele calcarul într-un mod foarte riguros, să se tindă către mersul furnalelor numai pe aglomerat, să fie omogenizate cît mai bine minereurile, creînd astfel condiții optime pentru o bună penetrație a coloanei de gaze în furnale, pentru rețete și regimuri termice constante. Pe de altă parte, este necesar să existe o preocupare cît mai intensă de îmbogățire a minereurilor. Să se ridice conținutul de fier în concentrate, astfel încît furnaliștii, în anul 1965, să primească minereurile indigene sub formă de concentrate cu peste 50% fier. Reducerea sterilului în minereu cu numai 2%, în anul 1963, ar aduce o economie de circa 52 000 t cocs și o creștere a productivității furnalelor cu minimum 3%.

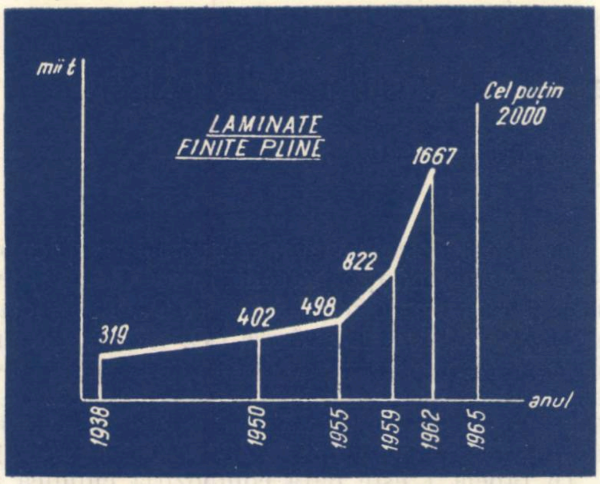


Fig. 3

În paralel cu acestea, pentru reducerea consumului de cocs va trebui să se ridice bazicitatea aglomeratului autofondant și să se respecte cu rigurozitate rețetele de încărcare. De asemenea, trebuie să se ridice temperatura aerului insuflat și să se mărească și mai mult consumul de gaz metan, în special la Hunedoara și la Călan. În cursul acestui an, temperatura aerului insuflat va trebui să crească la furnalele mari, atingînd 950 — 1 000°C, atît la Hunedoara cît și la Reșița. Prin aplicarea acestor procedee, se va realiza în anul 1965 față de 1959, la nivelul producției de fontă de 2 milioane tone, o economie de cocs de circa 500 000 t și ca urmare cheltuielile de producție se vor reduce cu aproape 100 milioane lei.

Oțelarii sînt chemați să intensifice procesul de elaborare a oțelului, să ridice indicii de utilizare a cuptoarelor. Indici mai înalți de utilizare se pot obține prin respectarea graficelor zilnice, reducerea la maximum a duratei reparațiilor la rece și menținerea în bune condiții a cuptoarelor, îndeosebi prin reparații la cald. De mare eficacitate se desprinde, atît la Reșița cît și la Hunedoara, necesitatea intensificării procesului de ardere cu cantități sporite de abur, aer comprimat și cu insuflarea de oxigen.

Pornind de la însemnătatea deosebită a îmbunătățirii calității produselor pentru dezvoltarea economiei naționale, în întreprinderile siderurgice se impune să fie continuate cu perseverență măsurile de ridicare a calității produselor. Există în acest domeniu posibilități largi care trebuie să fie valorificate din plin de către colectivele din întreprinderi. Mai există încă uneori procente de rebut și șarje declasate ridicate în oțelării. Dezoxidarea corectă a oțelului și lupta cu incluziunile nemetalice sînt de asemenea probleme care trebuie să fie îmbunătățite.

Lingotierele de la Călan nu au încă o calitate corespunzătoare, din care cauză industria noastră siderurgică înregistrează încă pierderi. Pentru rezolvarea acestor probleme sînt orientate o bună parte din forțele din siderurgie.

Este necesar ca lupta pentru sporirea producției de metal și îmbunătățirea calității acestuia să fie împletită cu grija pentru gospodărirea judicioasă a materiei prime, energiei electrice și a materialelor, pentru reducerea pierderilor tehnologice de metal, pentru creșterea durabilității agregatelor printr-o îngrijire atentă a lor. Toate acestea constituie condiții importante pentru realizarea sarcinilor privind reducerea prețului de cost și obținerea unor indicatori economico-financiari superiori.

Datorită grijii partidului, începînd cu acest an, siderurgia noastră are o revistă proprie, lucru de mare importanță pentru noi. Cadrele noastre din întreprinderi și instituții vor putea contribui din plin la progresul industriei noastre siderurgice. Experiența înaintată va putea fi răspîndită mai larg în uzine, iar munca de cercetare va putea fi pusă mai complet în slujba patriei.

Siderurgiștii sînt chemați să participe cît mai activ — prin publicarea materialelor ce oglindesc metodele înaintate de lucru, prin îmbunătățirile tehnologice făcute la locurile de muncă — la succesele dobîndite în urma muncii creatoare a poporului muncitor.

Revista Metalurgia va trebui să fie legată cît mai strîns de uzine și să redea cît mai fidel pulsul industriei noastre.

Fiind convinși că revista își va aduce un aport de preț în opera măreață spre care partidul ne călăuzește, îi dorim succes deplin în toată activitatea ei și o legătură cît mai strînsă cu harnicele noastre colective de siderurgiști.

CZ. 669.184.146.015.7

Epurarea gazelor la convertizoarele cu insuflare de oxigen

Ing. NICOLAE MURGULEȚ, ing. ION BĂRĂSCU
IPROMET

În ultimii ani industria siderurgică s-a îmbogățit cu procedeul nou de elaborare a oțelului în convertizoare cu insuflare de oxigen. Datorită importantelor sale avantaje tehnico-economice, acest procedeu a căpătat o largă răspîndire și în prezent producția mondială de oțel elaborat pe această cale este de 34 mil. t pe an și va crește pînă în anul 1970 la 200 mil. t pe an.

Din cauza vitezei mari de decarburare a fontei în convertizoare, procedeul este caracterizat prin producerea unor cantități importante de gaze arse la o temperatură de 1 500—1 750°C și cu un conținut bogat de praf.

Din statisticile întocmite în țările cu potențial industrial ridicat rezultă că secțiile de oțelărie produc numai 10% din volumul total de gaze emanate în bazinul de aer al combinatelor siderurgice și care conțin circa 52% din cantitatea totală de praf degajată pe combinat.

Astfel un bloc cu trei convertizoare a cîte 150 t capacitate, dintre care două în funcțiune și unul în rezervă, produce o cantitate de gaze de 500 000 Nm³/h, inclusiv aerul în exces pentru răcire, ce conțin aproximativ 4 000 kg praf, la care corespunde o degajare de praf specifică în medie de 11—15 kg/t oțel produs. Datorită conținutului mare de oxizi de fier în acest praf (circa 60—80% Fe) se impune, recuperarea lui, iar peletizarea permite reintroducerea lui în convertizor.

În timpul elaborării oțelului în convertizor, datorită insuflării oxigenului pur, are loc decarburarea fontei cu producerea CO și într-o proporție redusă a CO_2. Din carbonul total conținut în șarjă 85% arde transformîndu-se în CO și 15% în CO_2. Analizîndu-se gazele evacuate prin gura convertizorului, s-a constatat că au o compoziție medie de 85—90% CO și 15—10% CO_2. În afară de CO și CO_2, gazele arse mai conțin O_2, H_2, N_2, CH_4 în cantități foarte mici care pot fi neglijate.

La ieșirea din convertizor a gazelor și la intrarea lor în hota de captare oxidul de carbon arde în prezența oxigenului din aerul înconjurător după reacția :

$$2CO + O_2 \text{ (din aer fals)} \rightarrow 2CO_2.$$

În urma acestei reacții, compoziția gazelor se schimbă mărindu-se procentul de CO_2. De asemenea crește procentul de N_2 și O_2, în funcție de excesul de aer la arderea CO. Cu cît excesul de aer este mai mare, cu atît temperatura gazelor arse este mai scăzută (pentru un exces de : 50, 100, 200, 300% temperaturile gazelor arse devin, respectiv : 1 650, 1 480, 1 090 și 870°C).

În tabela 1 este dată compoziția chimică a gazelor la gura de evacuare a convertizorului și în conducta de gaze montată în continuarea hotei de captare [1].

Tabela 1

Denumirea componentului	La gura convertizorului, %	În conducta de gaze după hotă, %
CO_2	15,00	30,00
CO	80,00	0,40
O_2	0,75	3,60
H_2	1,50	1,50
CH_4	0,75	1,50
N_2	2,00	63,00

Gazele produse în convertizor antrenează, din baia de metal topit, particule de zgură și fier, sub formă de FeO și fier volatilizat. Cînd acest amestec de gaze și impurități ajunge în hotă, în afară de arderea oxidului de carbon se mai produce și oxidarea fierului volatilizat, dînd naștere la FeO, Fe_3O_4 și Fe_2O_3 care dau culoarea brun-roșcată caracteristică gazelor de convertizor. Praful mai conține și cantități neînsemnate de oxizi de siliciu, calciu și fosfor. Dimensiunile particulelor de praf sînt foarte mici ; 85% din particule au diametrul de 1 micron și sub 1 micron. În tabelele 2 și 3 sînt date compoziția chimică și respectiv granulația prafului de convertizor.

Tabela 2

Denumirea componentului	Participația în greutate, %
FeO, Fe_2O_3, Fe_3O_4	85—93
SiO_2	1,5— 2,2
CaO	0,8—10,2
MnO	0,4— 0,42
P_2O_5, Al_2O_3	0,5— 2,5

Tabela 3

Dimensiunea particulelor, microni	Participația în greutate, %
peste 1	5–15
1 – 0,5	45–65
sub 0,5	20–30

Cantitatea de praf antrenată de gaze, așa cum s-a arătat anterior, este de 11–15 kg/t de oțel elaborat. Evacuarea prafului în atmosferă înseamnă pierdere de metal, precum și depășirea cu mult a prescripțiilor sanitare. Normele sanitare din diferite țări impun o concentrație admisibilă de 100–200 mg/m³ praf de gaze evacuate. La o concentrație de 115 mg/m³ gazele de convertizor privite cu ochiul liber nu apar colorate în brun-roșcat.

Efectul optic la concentrații mai mari decît 115 mg/m³ se datorește suprafeței relativ mari ocupate de particulele foarte fine de praf în gazele evacuate.

Sistemele de epurare a gazelor de convertizor [7]

Gazele produse în convertizor pot fi captate printr-o hotă montată la o înălțime de 300–400 mm deasupra convertizorului, prin care se aspiră și excesul de aer necesar pentru arderea CO, sau printr-o hotă racordată etanș la gura convertizorului, soluție prin care se elimină aspirația excesului de aer.

Prima metodă este utilizată în mod curent la majoritatea instalațiilor în funcțiune și în construcție. Excesul de aer aspirat prin acest sistem conduce la mărirea debitului de gaze ce trebuie epurate și la pierderea puterii lor calorice, prin arderea oxidului de carbon.

A doua metodă este în curs de experimentare la scară industrială numai la cîteva oțelării din lume. Avantajul acestei soluții este faptul că se obține un gaz combustibil cu o putere calorică de circa 2 000 kcal/Nm³ și un debit redus de gaze ce trebuie epurat.

Indiferent de metoda de captare, epurarea gazelor cuprinde două faze distincte : — răcirea gazelor pînă la temperatura impusă de agregatele de epurare și epurarea propriu-zisă.

Răcirea gazelor [4]. Utilajele actuale de epurare funcționează în condiții bune pînă la o temperatură de maximum 300°C. Gazele ce ies din convertizor, atingînd în hota de captare temperaturi de 1 500–1 750°C, rezultă necesitatea de a fi răcite în prealabil și apoi epurate.

Sistemele de răcire utilizate în acest scop sînt : a) prin schimb de căldură ; b) prin amestec cu aer de răcire ; c) prin evaporarea apei.

Trebuie arătat că o problemă strîns legată de răcire este valorificarea cantității de căldură conținută de gaze, întrucît aceasta atinge valori destul de ridicate, de circa 250 kcal/kg de oțel produs.

a. Răcirea prin schimb de căldură se poate efectua cu recuperarea căldurii sau fără recuperarea căldurii. Se pornește de la captarea gazelor de convertizor, ce se face printr-o hotă amplasată deasupra convertizorului, și se continuă cu o conductă de gaze, răcirea putîndu-se face cu apă ce circulă printr-o manta în jurul hotei și conductei de gaze. Acest sistem nu permite în general recuperarea căldurii, apa încălzindu-se cu circa 20°C, și este neeconomic, datorită consumului mare de apă.

Cel mai frecvent se folosește sistemul de răcire prin schimb de căldură în cazane recuperatoare. Gazele calde cedează în cazan căldură prin radiație și convecție, răcindu-se pînă la 300–250°C.

Cu toate avantajele, cazanele recuperatoare pun totuși o serie de probleme dintre care cele mai importante sînt :

— Producerea intermitentă a aburului în funcție de regimul covertizorului, maximum în perioada de insuflare și nul în perioada de încărcare și evacuare a șarjei.

— Instalarea unor cazane de capacitate mare, care să asigure schimbul de căldură în perioada insuflării ce este numai de 20–25 min din cele 50 min cît durează în total o șarjă. Pentru utilizarea cazanelor în perioadele în care nu se produc gaze este necesar să se asigure alimentarea lor cu un combustibil adus din rețeaua combinatului.

— Curățarea, întreținerea și revizia cazanelor care uneori afectează producția de oțel prin întreruperea funcționării convertizorului.

— Cheltuielile ridicate de investiții care sînt de 2–3 ori mai mari decît restul instalației de epurare.

Din considerentele arătate rezultă că oportunitatea instalării cazanelor recuperatoare este funcție de resursele energetice și de costul energiei electrice din țara respectivă.

Răcirea se mai face și în schimbătoare de căldură de tip regenerator. Acestea funcționează prin trecerea gazelor în timpul insuflării, într-un sens , iar în perioadele de pauză, prin trecerea unui curent de aer în sens contrar. Aerul cald nu este folosit decît în mică măsură, cel mai important consum fiind numai pentru preîncălzirea convertizorului. Din lipsă de utilizare integrală a aerului, cît și din caza instalațiilor voluminoase, acest sistem este foarte rar întîlnit.

b. Răcirea gazelor prin amestecare cu aerul din mediul înconjurător este cea mai simplă, dar și cea mai neeconomică, deoarece conduce la debite mari de gaze ce trebuie epurate. Astfel, pentru răcirea gazelor numai pînă la 600°C, volumul inițial de gaze se mărește de șase ori, datorită aerului de răcire. Din această cauză, se folosește de obicei răcirea cu aer, combinată cu alte sisteme, astfel încît debitul de gaze să nu crească mai mult de două sau trei ori.

c. În cazul în care se consideră că nu sînt rentabile cazanele recuperatoare, singurul sistem de răcire eficace este acela prin evaporarea apei în curentul de gaze. Se menționează că și în acest caz debitul gazelor crește prin adăugarea vaporilor de apă.

Evaporarea apei se poate face în hotă și în conductele de legătură sau în răcitoare cilindrice, în camere de vaporizare și în răcitoare cu tuburi Venturi.

Răcirea gazelor numai prin evaporarea apei implică și o instalație de condensare a aburului, astfel încît gazele să nu aibă un conținut de abur, care să influențeze buna funcționare a utilajelor de epurare sau care să depășească limitele de abur eliminabile în atmosferă. Instalația de condensare conduce însă la debite mari de apă recirculată.

Din cele arătate rezultă că pentru răcirea gazelor de convertizor nu se poate alege numai un singur sistem de răcire și, în mod curent, răcirea se realizează prin combinarea sistemelor descrise. La alegerea sistemului de răcire trebuie ținut seamă și de agregatele de epurare utilizate.

Epurarea propriu-zisă. În prezent epurarea gazelor de convertizor se realizează într-o serie de agregate care pot fi clasificate în două categorii principale : agregate de epurare uscată (filtre electrostatice uscate și filtre cu saci) și agregate de epurare umedă (filtre electrostatice umede și tuburi Venturi).

În figura 1 este reprezentată schema unei instalații de epurare uscată care are un consum de 150 t/h apă industrială și 1 500 kW/h (În figură : 1 — convertizor de 270 t ; 2 — hotă ; 3 — cazan recuperator pentru abur de presiune medie ; 4 — cameră de vaporizare ; 5 — colector ; 6 — filtru electrostatic uscat ; 7 exhaustor, 8 — coș).

Gazele produse de convertizor sînt captate printr-o hotă ecranată cu țevile unui cazan recuperator ce produce abur de presiune medie.

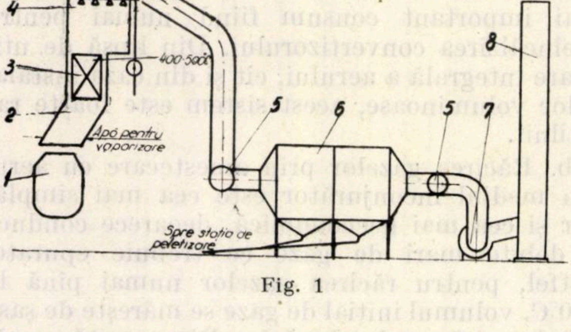


Fig. 1

După traversarea cazanului, gazele avînd o temperatură de 400—500°C se răcesc în continuare într-o cameră de vaporizare pînă la 240—260°C. Epurarea se face într-un filtru electrostatic uscat, după care conținutul de praf al gazelor este de 120 mg/Nm³.

Praful separat în electrofiltru este transportat pneumatic la buncărele unei stații de recuperare prin peletizare (4 t/h pelete cu 50% Fe).

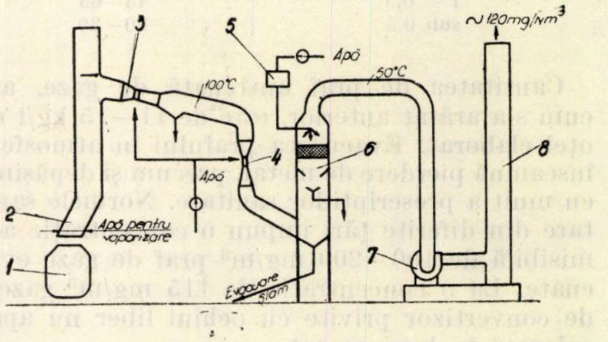


Fig. 2

În figura 2 este reprezentată schema unei instalații de epurare umedă, care are un consum de 1 200 t/h apă industrială și 1 550 kW/h (În figură : 1 — convertizor LD de 150 t ; 2 — hotă ; 3 — răcitor Venturi ; 4 — tub Venturi pentru epurare ; 4 — rezervor de apă ; 6 — turn de răcire ; 7 — exhaustor ; 8 — coș).

Gazele produse de convertizor sînt răcite în hotă și în tubul Venturi primar prin pulverizarea apei.

După răcire, gazele ajung în tubul Venturi secundar, unde are loc epurarea lor pînă la un conținut final de praf de 120 mg/m³. Praful colectat sub formă de șlam se transportă hidraulic la o stație de decantare, filtrare și uscare, unde se obține din el un produs ce se poate folosi direct în convertizor sau în fabricile de aglomerare a minereurilor.

Criterii de alegere a instalației de epurare. La alegerea sistemului de epurare a gazelor pentru oțelăriile cu convertizoare trebuie luați în considerare următorii factori : costul instalației ; costul exploatării în funcție de costul energiei electrice și consumul de apă ; posibilitățile de alimentare cu apă ; spațiul de montaj disponibil și gradul de epurare necesar în funcție de locul de amplasare a oțelăriei.

O serie din acești factori sînt direct legați între ei, de exemplu costul instalației este cu atît mai mare cu cît gradul de epurare este mai ridicat. Cele mai scumpe instalații de epurare sînt cele cu filtre cu saci și cu filtre electrostatice care de altfel sînt și cele mai eficace.

Compensarea factorilor enumerați se poate exemplifica prin comparația între costul instalației și costul exploatării. La filtrele cu saci și electrostatice prețul instalației este ridicat ; în schimb costul exploatării este mult mai scăzut decît la o instalație de epurare umedă cu tuburi Venturi.

Amplasamentul uzinei prin condițiile de alimentare cu apă poate să oblige alegerea unei instalații de epurare uscată în cazul lipsei de apă. Tot în funcție de amplasament se determină gradul de epurare necesar. Într-o regiune învecinată cu așezări de locuit, gradul de epurare trebuie să fie foarte ridicat.

Spațiul disponibil pentru amplasarea instalației de epurare determină în primul rînd schema instalației. Astfel, atunci cînd este suficient spațiu la dispoziție, schema-bloc este preferabilă schemei individuale, datorită încărcării mai raționale a utilajelor și neîntreruperii procesului de epurare în caz de avarie în timpul funcționării. Schema-bloc comportă amplasarea în exterior a instalației de epurare. Atunci cînd spațiul disponibil este restrîns se preferă schema individuală, instalația de epurare amplasîndu-se lîngă sau deasupra convertizorului.

Realizările din țara noastră în acest domeniu

Secția oțelării din cadrul ICEM este dotată cu un convertizor de două tone pentru experimentarea procedeului de elaborare a oțelului cu insuflarea oxigenului.

Pentru a se evita impurificarea cu praf a bazinului de aer din zona locuită în care este amplasată hala tehnologică ICEM, s-a proiectat o instalație de epurare a gazelor produse de acest convertizor.

La adoptarea soluției s-a ținut seamă de faptul că instalația trebuie să fie realizată cu agregate de construcție simplă, iar sistemul de epurare să fie eficient și economic.

Pentru aceste considerente s-a conceput o soluție originală de răcire și epurare care se diferențiază de cele curente prin următoarele :

— Răcirea gazelor se face prin amestec cu aer adițional în proporție de 10% și în rest cu apă pulverizată în hotă și în conducta verticală. Prin acest sistem s-a obținut eliminarea agregatului de răcire (cameră de evaporare, răcitor Venturi, cazan recuperator etc.) ; reducerea consumului de energie electrică cu 20—30%, procent ce este solicitat de pierderile de presiune aduse prin prezența răcitorului, precum și reducerea spațiului ocupat de instalație și a construcțiilor de susținere.

— Epurarea gazelor se face într-un tub Venturi cu separator de șlam și într-un ciclon cu peliculă. Utilizarea ciclonului cu peliculă, care nu este întîlnită în schemele clasice de epurare pentru convertizoare, a făcut posibilă adoptarea unui tip de tub Venturi cu pierdere mică de presiune (510 mm CA) fără ca să se scadă randamentul epurării.

Instalația arătată în figura 3 unde : (1 — convertizor de 2 t ; 2 — hotă ; 3 — conductă verticală ; 4 — inele de pulverizare a apei ; 5 — clapete pentru dirijarea gazelor ; 6 — tub Venturi ; 7 — separator de șalm ; 8 — ciclon cu peliculă de apă ; 9 — șiber ; 10 — ventilator de 5 000 m^3/h, 600 mm CA, 28 kW. Consumul de apă al instalației este de 8 m^3/h, iar cel de energie electrică 23 kW/h) este formată dintr-o hotă montată la 20 cm deasupra convertizorului, prevăzută cu coturile necesare pentru introducerea lancei de insuflare a oxigenului și a jgheabului de alimentare cu material, precum și un orificiu pentru urmărirea flăcării în timpul procesului de elaborare a oțelului. Hota se continuă printr-o conductă verticală, din care gazele pot fi evacuate direct în atmosferă (în timpul defectării sau reviziei instalațiilor de epurare) sau spre instalația de epurare. Dirijarea gazelor într-un sens sau altul se face prin intermediul unei clapete duble acționată manual prin cablu de pe platforma de deservire a convertizorului. Instalația de epurare propriu-zisă, formată dintr-un tub Venturi, separator de șlam, ciclon cu peliculă de apă, exhaustor și coș, este amplasată pe acoperișul halei.

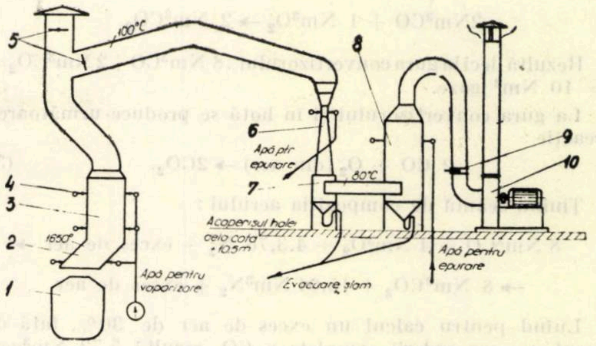


Fig. 3

Gazele aspirate prin hotă se răcesc în primul rînd prin amestecarea cu aerul din mediul înconjurător și apoi prin evaporarea apei injectată în hotă și în conducta verticală.

În tubul Venturi are loc aglutinarea particulelor fine de praf și formarea de granule mari ce sînt captate în separatorul de șlam și în ciclonul cu peliculă de apă.

Gazele astfel răcite și epurate sînt aspirate de ventilator și refulate în atmosferă printr-un coș metalic de secțiune circulară.

Instalația de epurare este dotată cu instalațiile necesare pentru alimentarea cu apă, evacuarea șlamului, alimentarea cu energie electrică și instalații de control termotehnic, care servesc la verificarea consumurilor specifice și a gradului de eficacitate obținut.

Calculul instalației

Calculul volumului de gaze evacuate. În convertizor se produc următoarele reacții principale :

$$2C + O_2\,(\text{insuflat}) \rightarrow 2CO \qquad (1)$$

$$2CO + O_2\,(\text{insuflat}) \rightarrow 2CO_2 \qquad (2)$$

Consumul mediu de oxigen al convertizorului de 2 t este de 6 Nm^3/min. Calculele ce urmează se raportează la o perioadă de insuflare de 1 min.

Considerînd că din aceşti 6 Nm^3O_2, 5 Nm^3O_2 produc CO, iar 1 Nm^3O_2 arde CO în CO_2, se obţine :

$$\frac{2\cdot 12\cdot 5}{22,4} \text{ kg C} + 5\ Nm^3O_2 \rightarrow 10\ Nm^3CO.$$

Din aceşti 10 Nm^3CO, 2 Nm^3CO ard cu 1 Nm^3O_2 ;

$$2Nm^3CO + 1\ Nm^3O_2 \rightarrow 2\ Nm^3CO_2.$$

Rezultă deci la gura convertizorului : $8\ Nm^3CO + 2\ Nm^3CO_2 = 10\ Nm^3$ gaze.

La gura convertizorului şi în hotă se produce următoarea reacţie :

$$2\ CO + O_2 \text{ (din aer)} \rightarrow 2CO_2. \qquad (3)$$

Ţinînd seamă de compoziţia aerului :

$$8\ Nm^3CO + 4\ Nm^3O_2 + 4.3{,}76\ N_2 + \text{exces de aer} \rightarrow$$

$$\rightarrow 8\ Nm^3CO_2 + 15{,}04\ Nm^3N_2 + \text{exces de aer.}$$

Luînd pentru calcul un exces de aer de 30%, faţă de aerul necesar arderii complete a CO, rezultă 5,72 Nm^3aer.

Deci volumul de gaze în hotă este : $8\ Nm^3CO + 2\ Nm^3CO + 15{,}04\ Nm^3N_2 + 5{,}72\ Nm^3\text{aer} = 30{,}76\ Nm^3/\text{min}$ gaze.

Debitul orar va fi : $D = 60.30{,}76 = 1\,845\ Nm^3/h$; $D = 1\,850\ Nm^3$ gaze/h.

Debitul real de gaze în hotă şi conducta verticală

$D = 1\,850\ Nm^3/h$; $t_1 = 1\,650°C$; diametrul conductei $= 1\,008 - 138 = 870$ mm.

$$D_1 = D\frac{(273 + t_1)}{273} = 1\,850\left(\frac{273+1650}{273}\right) = 13\,000\ Nm^3/h.$$

Viteza în conducta verticală :

$$V_1 = \frac{3{,}62}{0{,}59} = 6{,}15 \text{ m/s.}$$

Cantitatea de apă pulverizată pentru răcire. Cantitatea de căldură conţinută de gaze :

$$Q = G\cdot C_p\cdot \Delta t \text{ kcal/h} ;$$

$$G = D = 1\,850 \cdot 1{,}43 = 2\,650 \text{ kg/h} ;$$

$$C_p = 0{,}275 \text{ kcal/kg°C} ;$$

$$\Delta t = 1\,650° - 100° = 1\,550°C ;$$

$$Q = 2\,650 \cdot 0{,}275 \cdot 1\,550 = 1\,130\,000 \text{ kcal/h.}$$

Cantitatea de apă :

$$D_a = \frac{1\,130\,000}{600} = 1\,880 \text{ kg/h} \simeq 2m^3/h.$$

Debitul de gaze în tubul Venturi

$$D_2 = D\left(\frac{273 + t_2}{273}\right) = 1\,850\left(\frac{273 + 100}{273}\right) = 2\,500\ m^3/h ;$$

$$D_{2\,abur} = D_{abur}\cdot v = 2\,000 \cdot 1{,}73 = 3\,400\ m^3/h ;$$

$$D_{2\,tot} = D_2 + D_{2\,abur} = 2\,500 + 3\,400 = 5\,900\ m^3/h.$$

Viteza în secţiunea critică a tubului Venturi :

$$V_2 = \frac{1{,}63}{0{,}021} = 80 \text{ m/s.}$$

Debitul de gaze la ventilator. Întrucît în tubul Venturi, în separatorul de şlam şi în ciclonul cu peliculă, gazele se răcesc de la 100°C pînă la 80°C, şi deci o parte din vaporii de apă se condensează, debitul de gaze aspirat de ventilator rezultă astfel :

$$D_3 = D_n\left(\frac{273 + t_3}{273}\right) = 1\,850\left(\frac{273+80}{273}\right) = 2\,400\ m^3/h ;$$

$$D_{3\,abur} = D_{abur}\cdot v = 1\,500\cdot 1{,}73 = 2\,600\ m^3/h ;$$

$$D_{3\,tot} = D_3 + D_{3\,abur} = 2\,400 + 2\,600 = 5\,000\ m^3/h.$$

Calculul pierderilor de presiune. Pierderile de presiune în hotă, în conducta verticală şi în conductele de legătură dintre agregatele de epurare, inclusiv coşul de evacuare în atmosferă, au fost calculate cu formule clasice şi sînt de 50 mm col. apă.

Pierderile de presiune în tubul Venturi au fost calculate cu formula :

$$\Delta P = \zeta\frac{\gamma_2\cdot W_2^2}{2g} + \zeta_l\frac{\gamma_l\cdot m\cdot W_2^2}{2g} \text{ (kg/m}^2\text{)} \quad [3]$$

În care : ζ este coeficientul de rezistenţă locală a tubului Venturi la circulaţia gazelor fără injectare de apă ; ζ_l — coeficientul de rezistenţă locală dat de injectarea apei ; γ_2 — greutatea specifică a gazului în secţiunea minimă a tubului Venturi (kg/m³) ; γ_l — greutatea specifică a lichidului injectat (kg/l) ; g — acceleraţia gravitaţiei (m/s²) ; m — consumul specific de lichid (l/m³ gaz) ; W_2 — viteza gazului în secţiunea minimă a tubului Venturi (m/s).

Valorile adoptate în calcul au fost : $\zeta = 0{,}2$; $\zeta_l = 1{,}3$; $\gamma_2 = \gamma_0\dfrac{273\ P_2}{(273+t_2)\ 10\cdot 333}$ (kg/m³). În care : γ_0 este greutatea specifică a gazului în condiţii normale (kg/Nm³) ; P_2 — presiunea totală a gazului în secţiunea minimă a tubului ($P_2 = 500$ kg/m²) ; t_2 — temperatura gazului în secţiunea minimă a tubului ($t_2 = 100°C$) ; $\gamma_l = 1$ (kg/l) ; $g = 9{,}81$ (m/s²) ; $m = 0{,}6 \div 1{,}4$(l/m³).

Pentru a se obţine pulverizarea fină a apei (particule de apă cu diametrul de 10 μ) şi aglutinarea particulelor de praf cu diametrul sub 1μ, este necesar ca în secţiunea minimă a tubului să se realizeze o viteză a gazului de 70—100 m/s. În calcul s-a adoptat

$$W_2 = 80 \text{ m/s.}$$

Pe baza formulelor şi a valorilor indicate s-a calculat pierderea de presiune în tubul Venturi care a rezultat de 510 mm CA.

În figura 4 este dată diagrama pierderilor de presiune în tubul Venturi pentru diverse consumuri de apă. Pierderea de presiune calculată pentru ciclonul cu peliculă este de 40 mm CA.

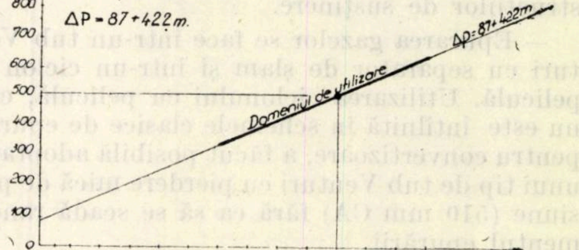


Fig. 4

Totalul pierderilor de presiune a instalaţiei este de : $\Delta P_{tot} = 50 + 40 + 510 = 600$ mm CA.

Randamentul epurării. Randamentul instalaţiei de epurare a fost calculat pentru particulele cu diametrul sub 0,5 μ folosindu-se formula :

$$\eta = 1 - e^{-1{,}56\ m\sqrt{S_{tk}}},$$

în care : $e = 2{,}73$; m = consumul specific de apă (l/m^3gaz) ;

S_{tk} = criteriul lui Stokes, $S_{tk} = \dfrac{\rho\, d^2 \cdot w}{18 \cdot \mu \cdot D_0}$,

în care : ρ este densitatea particulelor captate $\left(\dfrac{kg \cdot s^2}{m^4}\right)$,

$\rho = \dfrac{\gamma_p}{g}$: γ_p — greutatea specifică a particulelor de praf (kg/m^3) ; g — accelerația gravitației (m/s^2) ; d — diametrul particulelor (m) ; w — viteza particulelor la ieșirea din confuzorul tubului Venturi (m/s) ; μ — viscozitatea dinamică a gazului $\left(\dfrac{kg \cdot S}{m^2}\right)$; D_0 — diametrul particulelor de apă (m).

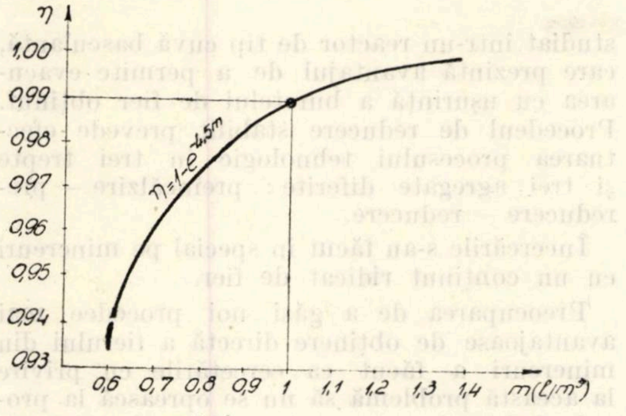


Fig. 5

Adoptîndu-se următoarele valori : $\rho = \dfrac{6\,000}{9{,}81} = 600\left(\dfrac{kg\ s^2}{m^4}\right)$;

$d = 0{,}5 \cdot 10^{-6}$ (m) ; $w = 20$ (m/s) ; $\mu = 2 \cdot 10^{-6}$ $\left(\dfrac{kg \cdot s}{m^2}\right)$

pentru gaze cu temperatura de 100°C ; $D_0 = 10 \cdot 10^{-6}$ (m) (la presiunea dinamică a gazului corespunzătoare vitezei de 80 m/s apa injectată în tubul Venturi se pulverizează în particule cu diametrul de 10 μ), a rezultat : $S_{tk} = 8{,}4$, iar

$$\eta = 1 - \frac{1}{e^{4{,}5\ m}}.$$

Pentru diverse valori ale consumului de apă, s-au obținut randamentele din tabela 4, pe baza cărora s-a reprezentat curba după care variază randamentul, funcție de consumul de apă în figura 5.

Tabela 4

m	0,6	0,8	1	1,2	1,4
η	0,933	0,973	0,990	0,995	0,998

Cantitatea medie de praf antrenată de gaze este de 70 kg/h.

Conținutul de praf al gazelor înainte de instalația de epurare este de 14 g/m^2.

Randamentul instalației de epurare fiind de 99,0 % conținutul de praf al gazelor evacuate în atmosferă este de 0,140 g/m^3 față de 0,100—0,200 g/m^3, cît este limita impusă de normele sanitare.

Consumurile specifice ale instalației. Debitul de gaze pe șarjă este :

$$D_s = 5\,000\ m^3/h \cdot \frac{25}{60} = 2\,080\ m^3;$$

consumul de energie pe șarjă este de 5,25 kWh ; consumul de apă pe șarjă este de 2,912 m^3 : consumurile specifice de energie electrică și apă (raportate la 1 m^3 de gaze și la o tonă de oțel elaborat).

Energia electrică :

$$C_1 = \frac{5{,}75}{2\,080} = 2{,}76 \times 10^{-3}\ kWh/m^3 \text{ gaz evacuat la coș};$$

$$C_2 = \frac{5{,}75}{2} = 2{,}88\ kWh/t \text{ oțel elaborat.}$$

Apă :

$$C_3 = \frac{2{,}912}{2\,080} = 1{,}4.10^{-3}\ m^3 \text{apă}/m^3 \text{ gaz evacuat la coș};$$

$$C_4 = \frac{2{,}912}{2} = 1{,}45\ m^3 \text{ apă/t oțel elaborat.}$$

Debitul de gaze evacuate în hotă pe tona de oțel elaborat :

$$C_5 = \frac{1\,850}{2} \cdot \frac{25}{60} = 386\ Nm^3/t \text{ oțel elaborat.}$$

Debitul de gaze la ventilator pe tona de oțel elaborat :

$$C_6 = \frac{5\,000}{2} \cdot \frac{25}{60} = 1\,040\ m^3/t \text{ oțel elaborat.}$$

Rezultatele obținute prin experimentarea acestei instalații au confirmat consumurile specifice și gradul de epurare prevăzute în proiect, dovedind că modul de calcul și schema adoptată sînt juste.

Instalația a fost executată în țară cu mijloace reduse și într-un timp scurt, datorită simplității agregatelor.

Consumurile specifice de apă și de energie electrică sînt mai mici decît la instalațiile cu scheme clasice. Exploatarea instalației se poate face cu un personal redus și fără o calificare deosebită ; ea nu prezintă pericol de explozie și incendiu.

Ca perspectivă, arătăm că instalația a fost astfel concepută încît pe baza datelor obținute în timpul experimentărilor să se poată adapta și pentru captarea gazelor fără arderea oxidului de carbon.

---

[1] *Sudoplatov, L. V.* Epurarea gazelor de convertizor cu insuflarea oxigenului pe sus. În : Stal, nr. 3, 1961. [2] * * * Producerea oțelului prin procedeul bazic cu oxigen la Aliquippa. În : Blast Furnace and STAL Plant nr. 2, 1958. [3] *Willet, H. P.* Scruber Venturi pentru epurarea gazelor la procedeul de elaboare a oțelului cu insuflare de oxigen. În : Iron and Steel Eng. nr. 7, 1961. [4] *Rosworschegg, H.* Instalații de răcirea și epurarea gazelor evacuate la convertizoare LD. În : La metalurgia Italiana, nr. 7, 1961. [5] *Debrecille, H.* Desprăfuirea fumului roșcat la oțelăria LD din Pompey. În : CIT, nr. 11, 1961. [6] *Afanasiev, S. G.* Secția de convertizoare a uzinei din Krivoi-Rog. În : Metalurg nr. 11, 1959. [7] *Afanasiev, S. G.* Folosirea oxigenului în convertizoarele uzinei Krivoi-Rogstal. În : Stal, nr. 9, 1959.

CZ 669.181.094.2: 66.041.497

Cercetări cu privire la reducerea directă a minereurilor de fier în reactoare basculante, cu ajutorul gazelor reducătoare obținute prin conversia metanului cu aer

OVIDIU HĂTĂRĂSCU, GHEORGHE ATANASIU, MIOARA PIETROȘENEANU și LUCIA DUMITRU

În furnal, operația de eliminare a oxigenului din minereurile de fier se face în prezent cu ajutorul cocsului, care îndeplinește un rol dublu : agent reducător și sursă de căldură.

Utilizarea în acest scop a metanului, respectiv a gazelor reducătoare obținute din metan în locul cocsului, deschide orizonturi noi în siderurgie.

În țările cu industrie siderurgică dezvoltată și cu rezerve importante de gaze naturale, utilizarea gazului metan se extinde din ce în ce mai mult. Organizații tehnico-științifice și economice din numeroase țări desfășoară cercetări în această direcție pe un front larg cu mobilizarea unor însemnate resurse de personal și material. Procedeele bazate pe folosirea metanului în procesul de reducere a minereurilor de fier în afara furnalului, așa-numitele procedee de reducere directă, fac apel la tehnologii noi încă nemaifolosite.

Metodele de reducere directă a minereurilor de fier cu ajutorul gazelor naturale diferă între ele, în funcție de : temperatura de reducere, tipul reactorului în care se efectuează reducerea, modul de obținere a gazelor reducătoare, precum și alte particularități tehnologice.

În afară de aceasta, o serie de dificultăți de ordin tehnic și economic întîmpinate la aplicarea numeroaselor procedee de reducere directă au făcut ca numai unele din ele să treacă pe scară industrială. Dintre procedeele cunoscute pînă în prezent de obținere a fierului din minereuri cu ajutorul gazelor reducătoare, care au reușit să fie puse la punct pe o scară ce poate fi calificată industrială, se menționează următoarele : Wiberg, H-Iron, Madaras și H. y. L.

Cercetările efectuate în cadrul Institutului de cercetări metalurgice din București, atît în laborator cît și în fază pilot, ale căror rezultate sînt prezentate în lucrare, au avut ca scop stabilirea unui proces tehnologic de reducere directă a minereurilor de fier cu ajutorul gazelor reducătoare obținute prin conversia autotermă a metanului cu aerul. În cadrul încercărilor s-au urmărit posibilitățile de obținere a buretelui de fier prin trecerea unui curent de gaze reducătoare rezultate în procesul de conversie catalitică a metanului cu aerul peste un pat fix de minereu sub formă de bucăți, pelete sau aglomerat, la o temperatură de 700—800° C. Procesul de reducere a fost studiat într-un reactor de tip cuvă basculantă, care prezintă avantajul de a permite evacuarea cu ușurință a buretelui de fier obținut. Procedeul de reducere stabilit prevede efectuarea procesului tehnologic în trei trepte și trei agregate diferite : preîncălzire — prereducere — reducere.

Încercările s-au făcut în special pe minereuri cu un conținut ridicat de fier.

Preocuparea de a găsi noi procedee mai avantajoase de obținere directă a fierului din minereuri a făcut ca cercetările cu privire la această problemă să nu se oprească la procedeul de reducere cu ajutorul gazelor reducătoare rezultate la conversia metanului cu aerul. În prezent cercetările continuă cu studiul folosirii gazelor reducătoare obținute prin conversia metanului cu vapori de apă sau CO_2 la procesul de reducere a minereurilor de fier din cuptorul cu cuvă basculantă sau, respectiv, în cuptorul cu cuvă fixă.

Problemele de bază ale procesului de reducere a minereurilor de fier cu ajutorul gazului metan în formă naturală sau convertit, în prealabil, sînt clarificate de teoria proceselor metalurgice și termodinamica-chimică [1], [2]. Sînt cunoscute numeroase lucrări teoretice și experimentale asupra reducerii minereurilor de fier cu ajutorul metanului. Astăzi, avantajele tehnice și economice ale utilizării metanului în siderurgie sînt bine conturate și s-au propus numeroase procese tehnologice cu perspectivă de extindere la scară industrială [3], [11].

Procesul tehnologic studiat la Institutul de cercetări metalurgice (ICEM) are la bază principiul conversiei metanului cu aer, combinat cu folosirea la reducere a gazului astfel obținut [12], [15].

Caracteristic acestui proces tehnologic este desfășurarea reducerii în strat fix de minereu bucăți sau pelete, cu o granulație de 10 — 30 mm, în cuptor tip cuvă basculantă.

Avantajele soluției tehnologice adoptate sînt : modul simplu de obținere a gazelor reducătoare la temperatura necesară și funcționarea sigură a reactoarelor de reducere, care nu este afectată de tendința spre aglomerare a buretelui de fier.

Efectuarea prealabilă a conversiei metanului evită dificultățile legate de asigurarea unui consum ridicat de calorii, cum este cazul reducerii cu metan neconvertit.

Teoretic, conversia metanului cu aer, la o preîncălzire corespunzătoare, a reactanților, trebuie să se desfășoare după reacția:
$CH_4 + 0{,}5O_2 + 1{,}88N_2 = CO + 2H_2 + 1{,}88N_2$; $\Delta H = 8{,}58$ kcal.

Compoziția gazului de conversie obținut în aceste condiții, la un raport volumetric al reactanților aer/gaz = 2,38 va fi: CO = 20,5%; H_2 = 42%; N_2 = 38,5%.

Experimental pentru desfășurarea reacției în sensul dorit, pentru asigurarea aportului termic necesar și înlăturarea pericolului formării negrului de fum, conversia metanului cu aer se face în prezența unor catalizatori, de preferință cu nichel, cu un anumit exces de aer față de cantitatea stoechiometrică corespunzătoare acestei reacții. Raportul volumetric aer/metan este 2,8 – 3,2. Se recomandă, de asemenea, preîncălzirea reactanților [12], [17].

Calculul riguros al compoziției teoretice a gazului convertit, în cazul amestecurilor aer-metan arătate, se face avîndu-se în vedere echilibrele chimice care iau naștere între CH_4, CO, H_2, CO_2, H_2O și C în funcție de temperatură și de raportul reacțiilor din amestec. Pentru calculele curente se obține însă o precizie suficientă – verificată experimental – dacă se aplică numai condiția realizării echilibrului gazului de apă la temperatura reacției [18], [19].

În figura 1 se prezintă variația compoziției teoretice a gazului de conversie pentru diferite temperaturi de reacție, în cazul unui raport aer/metan = 3,1.

Procesul tehnologic studiat prevede utilizarea cît mai completă a capacității reducătoare a gazelor de conversie, prin tratarea minereului pe etape de preîncălzire, prereducere și reducere, în contracurent cu fluxul de gaze reducătoare (fig. 2).

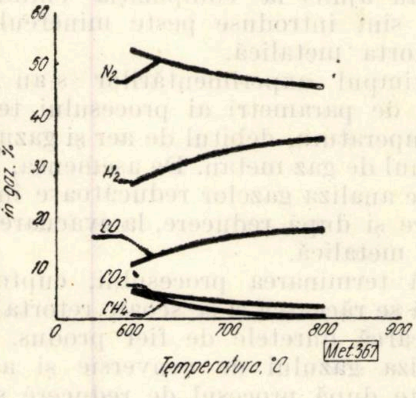


Fig. 1

În reactorul aflat în fază de preîncălzire, temperatura minereului se ridică la 900°C datorită arderii cu aer a unei părți din gazele combustibile reziduale care părăsesc reactorul de prereducere.

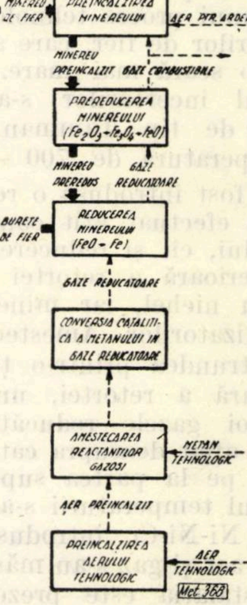

MINEREU DE FIER
PREINCALZIREA MINEREULUI
GAZE DE ARDERE
AER PTR. ARDERE
MINEREU PREINCALZIT
GAZE COMBUSTIBILE
PREREDUCEREA MINEREULUI (Fe_2O_3→Fe_3O_4→FeO)
MINEREU PREREDUS
GAZE REDUCATOARE
BURETE DE FIER
REDUCEREA MINEREULUI (FeO→Fe)
GAZE REDUCATOARE
CONVERSIA CATALITICA A METANULUI IN GAZE REDUCATOARE
AMESTECAREA REACTANTILOR GAZOSI
METAN TEHNOLOGIC
AER PREINCALZIT
PREINCALZIREA AERULUI TEHNOLOGIC
AER TEHNOLOGIC
Met 368

Fig. 2

Principalele reacții chimice care au loc în reactorul aflat în fază de prereducere sînt:

$$3Fe_2O_3 + CO = 2\,Fe_3O_4 + CO_2;\quad \Delta H = -8{,}87\ \text{kcal};$$

$$3Fe_2O_3 + H_2 = 2\,Fe_3O_4 + H_2O;\quad \Delta H = 10\ \text{kcal};$$

$$Fe_3O_4 + nCO = 3FeO + CO_2 + (n-1)\,CO;$$
$$\Delta H = 4{,}99\ \text{kcal};$$

$$Fe_3O_4 + nH_2 = 3FeO + H_2O + (n-1)\,H_2;$$
$$\Delta H = 14{,}86\ \text{kcal}.$$

Transformările care au loc conform acestor reacții sînt de tipul:

$$Fe_2O_3 \longrightarrow Fe_3O_4 \longrightarrow FeO.$$

Reacțiile chimice de bază care se desfășoară în reactorul de reducere în prezența gazului reducător proaspăt sînt:

$$FeO + nCO = Fe + CO_2 + (n-1)\,CO;$$
$$\Delta H = -3{,}25\ \text{kcal}\ (58{,}0\ \text{kcal/kg Fe}),$$

$$FeO + nH_2 = Fe + H_2O + (n-1)\,H_2;$$
$$\Delta H = 6{,}62\ \text{kcal}\ (118{,}2\ \text{kcal/kg Fe}).$$

Rezultă fier metalic după schema:

$$FeO \longrightarrow Fe.$$

Diferențierea proceselor termochimice pe faze tehnologice nu este însă totală, variații ale gradului de desfășurare a acestor procese avînd loc și pe înălțimea straturilor de minereu funcție de condițiile concrete în care se experimentează.

Cercetările de laborator au avut ca scop studierea condițiilor experimentale de obținere a unui gaz reducător cu un procent de elemente reducătoare (H_2, CO) cît mai ridicat, precum și stabilirea parametrilor optimi pentru concretizarea unui proces tehnologic de reducere a minereurilor de fier, care să fie realizat mai tîrziu la o scară mai mare.

La începutul încercărilor s-a folosit un cuptor electric de tip Tamman, capabil să asigure o temperatură de 700 — 900°C.

În cuptor a fost introdusă o retortă metalică în care s-a efectuat atît conversia catalitică a metanului, cît și reducerea minereului. La partea inferioară a retortei erau așezați catalizatorii cu nichel, iar minereul de fier, deasupra catalizatorilor. Amestecul de aer și gaz metan pătrundea printr-o țeavă pînă la partea inferioară a retortei, unde avea loc conversia. Apoi gazele reducătoare treceau peste minereul aflat deasupra catalizatorilor și erau evacuate pe la partea superioară a retortei. Controlul temperaturii s-a făcut cu un termoelement Ni-Ni-Cr introdus în retortă, iar debitele de aer și gaz s-au măsurat cu două rotametre. Instalația este prezentată în figura 3 : (*1* — retortă metalică ; *2* — cuptor electric ; *3* — contor pentru metan ; *4* — rotametru ; *5* — amestecător ; *6* — suflantă pentru aer ; *7* — rotametru ; *8* — turn de uscare ; *9* — balanță ; *10* — termocuplu ; *11* — milivoltmetru ; *12* — grătar).

O altă serie de încercări s-au făcut într-o instalație modificată unde conversia gazului metan și reducerea minereului erau efectuate în reactoare separate.

Această instalație, prezentată în figura 4, se compune dintr-un cuptor electric tubular prevăzut cu un tub de reacție de oțel inoxidabil de 40 mm diametru și 600 mm lungime a zonei de reacție în tub : *1* — contor pentru metan ; *2* — butelie cu aer îmbogățit în oxigen ; *3* — contor ; *4* — rotametru ; *5* — tub de reacție ; *6* — cuptor electric tubular ; *7* — cuptor electric vertical ; *8* — retortă cu minereu). Tubul de reacție a fost umplut cu catalizatori cu nichel.

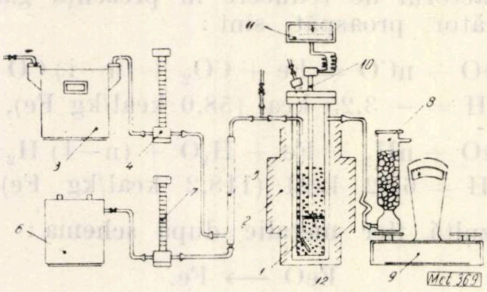


Fig. 3

Gazele reducătoare obținute au fost trecute apoi peste minereul din retorta metalică, aceeași ca și în cazul primei instalații. Temperatura necesară procesului de reducere a fost asigurată de un cuptor electric vertical, unde a fost introdusă retorta care de data aceasta conține numai minereu.

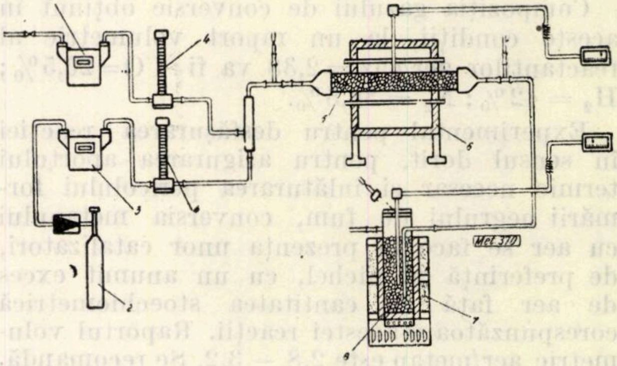


Fig. 4

Controlul temperaturilor s-a făcut la ambele cuptoare cu ajutorul termoelementelor, iar debitele de gaz au fost măsurate cu ajutorul contoarelor și rotametrelor.

Metoda de lucru a fost aceeași în cazul celor două instalații, condițiile încercărilor rezumîndu-se astfel : pat fix de minereu în retorta metalică ; încălzirea retortei la o temperatură ce s-a menținut constantă în tot timpul procesului de reducere ; compoziția constantă a gazului reducător utilizat la reducere în timpul unei încercări.

Pentru efectuarea unei încercări cu instalația prezentată în figura 4 este necesar ca în primul rînd minereul de fier să fie pregătit la o granulație de 5 — 20 mm. După umplerea retortei metalice cu minereu și montarea ei în cuptorul unde urmează să aibă loc reducerea, ambele cuptoare trebuie să fie aduse la temperatura de regim. Începe apoi procesul de conversie și în momentul cînd gazele reducătoare au ajuns la compoziția chimică prevăzută sînt introduse peste minereul de fier din retorta metalică.

În timpul experimentărilor s-au urmărit o serie de parametri ai procesului tehnologic ca : temperatura, debitul de aer și gazul metan, consumul de gaz metan. De asemenea, s-a făcut periodic analiza gazelor reducătoare înainte de reducere și după reducere, la evacuarea lor din retorta metalică.

După terminarea procesului, cuptorul este lăsat să se răcească și se scoate retorta din care se descarcă buretele de fier produs.

Analiza gazului de conversie și a gazelor rezultate după procesul de reducere s-a făcut cu aparatul Orsat. S-a analizat de asemenea fierul din burete sub cele trei forme (metal, feros, feric) și alte elemente ca : Si, C, S, Ca, Mn, P etc.

Pentru identificarea naturii, formei și cantității constituenților metalografici, precum și a golurilor și a componenților nemetalici s-au pregătit eșantioane de burete. În figura 5 (x 100) se arată aspectul unui eșantion neatacat, iar în figura 6 (x 600) microstructura aceleiași probe după atac.

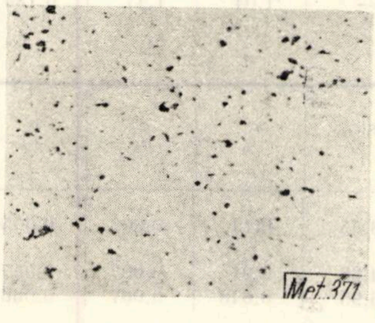


Fig. 5

S-au efectuat două grupe de încercări cu privire la obținerea gazelor reducătoare și la folosirea lor în procesul de reducere.

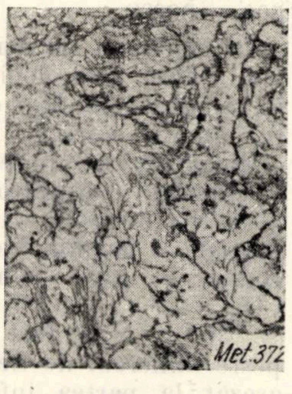


Fig. 6

În prima grupă s-a experimentat procedeul de oxidare parțială a gazului metan cu aer, iar în cea de-a doua grupă, procedeul de oxidare parțială a gazului metan cu aer îmbogățit cu oxigen.

Experimentările s-au făcut în următoarele condiții de lucru: — raport aer/gaz metan 2,5 — 3; — încărcarea litrică a catalizatorilor 150 l/l catalizatori, volumul catalizatorilor 1 l; debit de gaz metan — 150 l/h; debit de aer — 450 l/h; debit aer îmbogățit cu O_2 — 375 l/h; temperatura de lucru — 800 ÷ 900°C; durata încercării — 30 min.

În tabela 1 se arată compoziția chimică a gazului de conversie, obținut la temperaturi cuprinse între 700 — 850°C.

Tabela 1

Nr. crt.	Procedeu de conversie	Temperatura de conversie, °C	Compoziția chimică a gazului de conversie, %			
			CO_2	O_2	CO	H_2
1	Oxidarea parțială a gazului metan cu aer	700	4,8	0,2	12,8	27,21
		750	3,8	0,4	13,2	28,7
		800	3	0,2	15,2	30,8
		850	2,8	0,6	15,4	31,8
2	Oxidarea parțială a gazului metan cu aer îmbogățit cu oxigen (25 % O_2)	700	5,9	—	16,2	31,8
		750	3,7	—	18,8	35
		800	3,4	0,2	19,2	35,2
		850	1	0,2	21	40,2

Încercările au arătat că, practic, se poate realiza prin oxidarea parțială cu aer a metanului, folosind catalizatori cu Ni, un gaz brut avînd un conținut de 40 — 50 % compuși reducători ($CO + H_2$), 5 — 8 % $H_2O + CO_2$ și circa 45 — 48 % azot, care poate să fie întrebuințat la reducerea minereurilor de fier, atît în stare brută cît și după o purificare prealabilă, în scopul eliminării apei și bioxidului de carbon.

Din analiza rezultatelor menționate în tabela 1 se observă că utilizarea aerului îmbogățit cu oxigen în procesul de oxidare parțială a gazului metan ridică conținutul de compuși reducători al gazului de conversie, că temperatura de conversie influențează compoziția chimică a acestuia. Această influență este arătată în diagramele din figura 7 (linie plină — conversia cu aer a metanului și linie întreruptă — conversia metanului cu aer îmbogățit în oxigen) unde se observă că pentru o durată și un raport aer-gaz constant, conținutul de $CO + H_2$ din gazul de conversie se mărește odată cu creșterea temperaturii de conversie, în timp ce conținutul de CO_2 scade.

Întrucît la temperatura de 850°C, prin conversia gazului metan atît cu aer cît și cu aer îmbogățit cu oxigen s-a obținut un gaz cu un conținut ridicat de compuși reducători, s-a luat ca parametru optim de lucru această temperatură.

Cu gazul reducător obținut în aceste condiții s-au făcut încercări de reducere în laborator a minereurilor de fier. Compoziția granulometrică a minereului a fost de 5 — 20 mm.

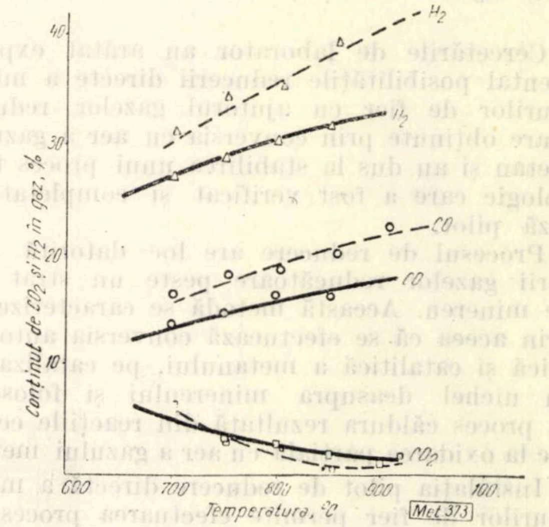


Fig. 7

Pentru fiecare încercare s-a folosit o cantitate de 1 kg minereu. Durata de reducere a variat între 2,5 și 4 h.

Experimentările s-au făcut cu minereu de fier de Krivoi-Rog și minereu bogat în fier, a căror compoziție chimică se dă în tabela 2.

Tabela 2

Denumirea materialului	Fe, %	SiO_2, %	MnO, %	Al_2O_3, %	CaO, %	MgO, %	S, %	P, %
Minereu Krivoi-Rog	58,04	13,32	0,51	1,20	urme	lipsă	0,07	0,064
Minereu Krivoi-Rog concentrat	60,09	13,08	0,06	1,80	0,63	urme	0,057	0,08
Minereu bogat	66,49	3,82	0,07	—	1,04	1,47	0,184	0,12

Tabela 3

Denumirea materialului	Fe_{tot}, %	Fe_{met}, %	SiO_2, %	C, %	S, %	P, %	Grad de reducere, $\frac{Fe_{met}}{Fe_{tot}} \cdot 100$
Burete de fier din minereu Krivoi-Rog	70,40	62,25	28,55	0,14	0,006	0,055	89
Burete de fier din minereu Krivoi-Rog concentrat magnetic	83,60	74,85	24,68	0,21	0,007	0,057	89
Burete de fier din Krivoi-Rog pelete	74,15	70,75	16,95	0,048	0,007	0,066	95

În urma încercărilor de reducere efectuate cu gaze reducătoare obținute prin conversia cu aer a gazului metan a rezultat burete de fier a cărui compoziție chimică este dată în tabela 3.

La încercările de reducere cu gaze rezultate din conversia gazului metan cu aer îmbogățit cu oxigen s-a obținut un burete de fier cu compoziția dată în tabela 4.

Tabela 4

Obiectul	Fe_{tot}, %	Fe_{met}, %	C, %	SiO_2, %	Grad de reducere, %
Burete de fier din minereu bogat	92,50	90,67	0,12	1,73	98
Burete de fier din minereu bogat	90,50	87,30	0,10	1,48	96,5

Cercetările de laborator au arătat experimental posibilitățile reducerii directe a minereurilor de fier cu ajutorul gazelor reducătoare obținute prin conversia cu aer a gazului metan și au dus la stabilirea unui proces tehnologic care a fost verificat și completat în fază pilot.

Procesul de reducere are loc datorită trecerii gazelor reducătoare peste un strat fix de minereu. Această metodă se caracterizează prin aceea că se efectuează conversia autotermică și catalitică a metanului, pe catalizatori cu nichel deasupra minereului și folosește în proces căldura rezultată din reacțiile ce au loc la oxidarea parțială cu aer a gazului metan.

Instalația pilot de reducere directă a minereurilor de fier permite efectuarea procesului de reducere în trei trepte și trei reactoare basculante, astfel că fiecare reactor trece succesiv în fazele de preîncălzire, prereducere și reducere. Instalația este arătată schematic în figura 8: *1* — suflantă pentru aer tehnologic; *2* — preîncălzitor pentru aer tehnologic; *3* — amestecător; *4* — reactor de conversie; *5* — reactor în fază de reducere; *6* — reactor în fază de prereducere; *7-8* — cuvă fixă; *9* — reactor în fază de preîncălzire; 10 — exhaustor pentru gazele de ardere; *11* — buncăr pentru minereu).

Aerul este aspirat de suflantă și trecut printr-un preîncălzitor unde este preîncălzit la 500 — 600°C.

În conducta de aer cald sînt introduse gazul metan tehnologic și amestecul de aer-gaz în raport ~ 3/1, fiind dirijate într-un amestecător umplut cu inele Raschig. Amestecul astfel omogenizat trece în reactorul de conversie unde, în prezența catalizatorilor cu nichel, la o temperatură de 800 — 1 000°C, are loc oxidarea parțială a gazului metan cu aerul. Gazele de conversie care conțin: $CO = 15 - 16\%$; $CO_2 = 2,8 - 3,4\%$; $O_2 = 0,2\%$; $H_2 = 28 - 30\%$; N_2 = rest sînt trecute descendent peste minereul de fier din reactorul basculant așezat la partea inferioară a reactorului de conversie.

Gazele rezultate după reducere, cu un conținut de circa 39% $CO + H_2$ și o temperatură de circa 650°C, sînt dirijate spre reactorul următor unde intră în curent ascendent pe la partea inferioară a reactorului pentru a prereduce minereurile de fier preîncălzit. După utilizarea lor în procesul de prereducere, gazele sînt dirijate către arzătorul din partea superioară a ultimului reactor, unde are loc o ardere completă a acestor gaze; gazele arse rezultate sînt trecute peste minereu în curent descendent,

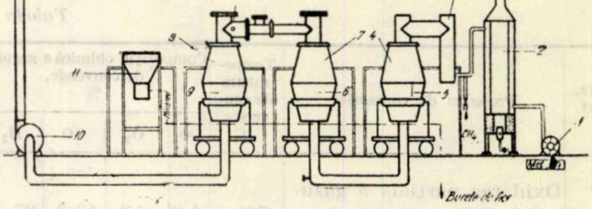


Fig. 8

fiind aspirate de un exhaustor și eliminate în atmosferă. În acest mod se obține o preîncălzire a minereului la 900 — 1 050°C.

În timpul desfășurării procesului în primul reactor minereul este în fază de reducere, în al doilea reactor minereul se află în fază de prereducere, iar în al treilea reactor minereul se află în fază de preîncălzire.

Deplasarea reactoarelor se face pe cale ferată îngustă în circuit închis.

După încheierea procesului de reducere se oprește instalația și reactorul de reducere se deplasează la locul de descărcare a buretelui de fier. Evacuarea buretelui de fier fierbinte se face în conteinere care se închid ermetic pentru ca răcirea buretelui de fier să se facă fără pericol de reoxidare.

Concomitent cu descărcarea buretelui de fier are loc schimbarea reactoarelor în pozițiile următoare și încărcarea unei noi șarje pentru faza de preîncălzire.

În timpul desfășurării procesului pe un tablou de comandă se urmăresc temperaturile, debitele și presiunile în diferite puncte ale instalației. De asemenea, analizele gazelor intrate în proces și a celor rezultate după fiecare fază de lucru sînt urmărite periodic cu aparate automate și la analizorul Orsat.

Instalația are o capacitate de producție de 0,5 — 0,75 t burete de fier pe zi.

În stația pilot s-au studiat mai multe minereuri dintre care se prezintă rezultatele încercărilor făcute cu minereu de Krivoi-Rog concentrat, de Ghelar și minereu bogat.

Încercările de reducere s-au făcut pe două sorturi de minereu de Krivoi-Rog a căror compoziție chimică este prezentată în tabela 5.

Tabela 5

Sortul de minereu	Fe, %	SiO_2, %	MnO, %	Al_2O_3, %	CaO, %	MgO, %	S, %	P, %
I	58,04	13,32	0,51	1,20	urme	0,30	0,07	0,064
II	53,08	19,33	urme	3,39	—	lipsă	0,067	0,15

S-au folosit minereu bucăți și pelete din sortul I și minereu bucăți din sortul II, granulația minereului fiind de 10 — 30 mm pentru bucăți și 8 — 20 mm pentru pelete.

Încercările au avut ca scop obținerea unui burete de fier cu grad ridicat de reducere.

S-a urmărit variația gradului de reducere pe adîncimea reactorului. Pentru aceasta s-au luat probe de burete de fier pe diferite straturi ale reactorului și s-au efectuat analizele chimice.

S-a observat că, datorită reacțiilor de reducere care au loc în straturile superioare de minereu, gradul de reducere la fier metalic se micșorează spre partea inferioară a reactorului din cauza scăderii concentrației în compușii reducători CO și H_2 și a creșterii concentrației în compușii oxidanți CO_2 și H_2O în gaz.

Variația gradului de reducere pe adîncimea reactorului este arătată în diagrama din figura 9.

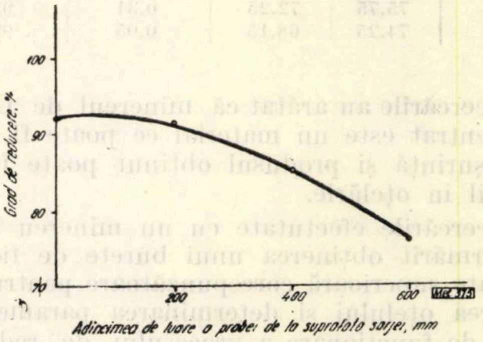


Fig. 9

Compoziția chimică medie a buretelui de fier din sorturile I și II de minereu de Krivoi-Rog bucăți și pelete este dată în tabela 6.

Tabela 6

Nr. crt.	Conținut, %	Sortul de minereu		
		I bucăți	II bucăți	I pelete
1	Fe_{tot}	65,52	63,21	75,84
2	Fe_{met}	60,31	57,75	70,04
3	SiO_2	25,87	32,56	18,13
4	C	0,038	0,18	0,084
5	S	0,003	0,005	0,006
6	P	0,079	0,075	0,090
7	Grad de reducere $\frac{Fe_{met}}{Fe_{tot}} \cdot 100$	92,04	91,36	92,35

Acest burete are un grad înalt de reducere însă, datorită conținutului ridicat în SiO_2 (circa 18 — 32 %) pentru a fi utilizat economic la elaborarea oțelului este necesară o concentrare magnetică prealabilă. Prin această operație s-a ajuns la o îmbogățire a buretelui de fier cu un conținut de SiO_2 mai mic de 8 %.

Minereul de Ghelar a fost concentrat magnetic și peletizat. Analiza chimică, atît a sideritei brute de Ghelar, cît și a concentratului obținut este arătată în tabela 7.

Tabela 7

Denumirea materialului	Fe, %	Fe_{met}, %	FeO, %	SiO_2, %	CaO, %	MnO, %	MgO, %	Al_2O_3, %	P_2O_5, %	S, %	P.C. %
Sideriță Ghelar	30,46	—	37,62	11,87	6,66	2,68	6,45	lipsă	0,096	0,99	9,6
Sideriță concentrată Ghelar	59,49	0,83	22,04	3,63	—	4,61	7,11	lipsă	0,075	0,40	0,68

Prăjirea peletelor coincide cu operația de preîncălzire. După reducere, peletele și-au păstrat forma, au o rezistență mare și pot fi manipulate fără pericol de sfărîmare.

Compoziția chimică a principalelor elemente ale buretelui de fier obținut este dată în tabela 8.

Tabela 8

Nr. crt.	Fe_{tot}, %	Fe_{met}, %	C, %	Grad de reducere, %
1	74,40	62,90	0,23	84,5
2	75,75	72,25	0,31	93
3	74,25	68,15	0,05	92

Încercările au arătat că minereul de Ghelar concentrat este un material ce poate fi redus cu ușurință și produsul obținut poate fi utilizabil în oțelărie.

Încercările efectuate cu un minereu bogat au urmărit obținerea unui burete de fier de calitate superioară corespunzătoare pentru elaborarea oțelului și determinarea parametrilor reali de funcționare a procesului de reducere în reactoare basculante.

Compoziția chimică a minereului folosit este dată în tabela 9.

Tabela 9

Fe, %	FeO, %	MnO, %	SiO_2, %	Al_2O_3, %	CaO, %	MgO, %	P, %	S, %
66,49	2,67	0,07	3,82	—	1,04	1,47	0,184	0,12

În tabela 10 se dau principalii parametri ai procesului tehnologic aplicat în instalația pilot și caracteristicile buretelui de fier rezultat din minereu bogat.

Așa cum rezultă din tabela 10, temperatura medie în reactorul de reducere după intrarea în regimul de reducere a fost cuprinsă între 700 și 800°C. Gradul de reducere obținut a fost cuprins între 82 și 98%. Încercările efectuate cu minereu bogat au permis definitivarea procesului tehnologic de reducere în reactoarele basculante.

S-a constatat că funcționarea instalației în trei trepte (preîncălzire, prereducere și reducere) permite utilizarea mai rațională a gazelor reducătoare obținute prin conversia gazului metan cu aer, fapt ce a condus la micșo-

Tabela 10

1.			1	2	3	4	5	6	7
2.	Simbolul șarjei	U.M.	BPI 135	BPI 136	BPI 140	BPI 147	BPI 148	BP1 I49	BPI 150
	Parametri tehnologici								
3	Temperatura medie de preîncălzire a amestecului CH_4 — aer,	°C	250	239	283	260	273	261	—
4	Temperatura medie în reactorul de conversie,	°C	947	952	940	943	935	916	914
5	Temperatura medie în reactorul de reducere,	°C	687	678	694	684	667	687	703
6	Temperatura medie în reactorul de reducere după intrarea în regimul de reducere (după circa 2 h de la începerea reducerii),	°C	747	742	752	731	712	725	745
7	Temperatura finală de preîncălzire,	°C	880	980	875	977	870	955	890
8	Temperatura medie de prereducere,	°C	401	493	512	492	405	435	497
9	Greutatea minereului,	kg	250	250	250	241,500	250	250	239,5
10	Greutatea buretelui de fier,	kg	188	191	191	184	192	197	184
11	Pierderea în greutate,	%	24,8	23,2	23,6	23,7	23,2	21	20
12	Consum specific t minereu/t burete de fier		1,33	1,30	1,30	1,31	1,30	1,23	1,23
13	Durata de preîncălzire,	h	9	8	4	5	6	8	5
14	Durata de prereducere,	h	7.15′	7	2	8	7.30′	7.30′	5.45′
15	Durata de reducere, h		7	7	7	7.25′	7.30′	5.45′	5.45′
16	Debit mediu de gaz metan, Nm^3/h		26	27,1	26,4	26,1	26,1	29,7	29,5
17	Debit mediu de aer, Nm^3/h		85	84	90	78	77	86,5	88,7
18	Raport aer/gaz		3,27	3,11	3,41	2,95	2,95	2,91	3,00
19	Consum de gaz metan, Nm^3/șarjă		208	190	211	196	196	168	168
20	Consum specific, Nm^3CH_4/t minereu		832	760	844	799	784	672	709
21	Consum specific, Nm^3/CH_4/t burete de fier		1 106	994	1 104	1 048	1 020	852	923
	Compoziția chimică a buretelui de fier								
22	Fe_{tot},	%	85,81	83,00	81,25	84,50	88,45	85,01	85,15
23	Fe_{met},	%	71,55	69,78	67,03	72,99	76,37	77,01	74,08
24	C,	%	0,07	0,05	0,05	0,03	0,04	0,03	0,02
25	Grad de reducere $Fe_{met}/Fe_{tot} \cdot 100$,	%	84,2	84,2	82,8	87	98,5	91	87

rarea consumurilor specifice de gaz metan și la realizarea unui burete de fier cu grad de reducere ridicat.

Buretele de fier din minereu bogat este un produs care poate înlocui fierul vechi la elaborarea oțelului în cuptorul electric [20]. Acest burete se poate folosi și în convertizorul cu oxigen ca adaos de răcire în locul minereului sau al fierului vechi pentru reglarea regimului termic al elaborării.

Concluzii. Din cercetările efectuate în legătură cu reducerea directă a minereurilor de fier cu ajutorul gazului metan, în reactoare basculante, se desprind următoarele concluzii :

1. Experimentările în laborator au arătat posibilitatea folosirii gazelor reducătoare obținute prin conversia catalitică a metanului cu aer în procesul de reducere directă a minereurilor de fier.

2. Pe baza încercărilor de laborator s-a realizat o instalație pilot de reducere directă a minereurilor de fier în reactoare basculante, cu gaze reducătoare obținute prin conversia gazului metan cu aerul, unde s-au făcut încercări cu diverse minereuri.

3. Instalația în care s-au efectuat experimentările este sigură în funcționare și necesită investiții reduse pentru executarea ei.

4. În urma încercărilor efectuate în instalația pilot s-a definitivat un proces tehnologic de reducere în trei trepte (preîncălzire — prereducere — reducere), care poate fi extins la o scară mai mare.

5. S-a putut obține un burete de fier cu un grad de reducere de maximum 98%. Buretele de fier nu este piroforic și poate fi păstrat timp îndelungat în aer fără să-și diminueze calitatea.

---

[1] *Rostovțev, S. T.* Teoria proceselor metalurgice. București, Editura tehnică, 1959. [2] *Tripșa, I.* Teoria proceselor siderurgice. București, Editura didactică și pedagogică, 1962. [3] *Constantinescu, M.* și *Vulpescu, G.* Gazul metan și problema buretelui de fier. În : Metalurgia nr. 2, 1948. [4] *Kniazev, F. V.* Priamoe polucernie jeleza iz rud. În : Metallurg, nr. 10, 1957. [5] *Durrer, R.* Rëduction des minerais de fier. Paris, Dunod, 1957. [6] *Dumitrașcu, P.* și *Ispas, M.* Procedee noi de extragere a fierului din minereu și cercetări romînești din acest domeniu. În : Studii și cercetări de metalurgie, nr. 3, 1959. [7] *Lurie, I. L.* Sostoianie i perspectivî spasobov prianogo polucenia jeleza roznitnaia. În : Stal, nr. 11, 1959. [8] *Scortecii, A.* și *Palazii, A.* Not traditional processes for iron-ore reduction. În : Journal of the Iron and Steel Institute, nr. 7, 1960. [9] *Delsol, R.* Possibilités d'emploi du gaz naturel dans la sidérurgie. În : Revue franc. énergie, nr. 132, 1961. [10] *Kiselev, B. K.* Naucino koordinationoe soverșanie po probleme priamogo polucenia jeleza. În : Obogasenie Rud, nr. 5, 1961. [11] *Jackson, J.* Iron by direct reduction. În : Coke and gas, nr. 275, 1962. [12] *Hătărăscu, O., Atanasiu, G.* și *Pietroșeneanu, M.* Cercetări preliminare de laborator asupra reducerii directe a minereurilor de fier cu ajutorul gazului metan. În ,,Reducerea directă a minereurilor de fier'', București, Biblioteca analelor romîno-sovietice, seria tehnică, nr. 6, 1962. [13] *Hătărăscu, O., Atanasiu, G.* și *Pietroșeneanu, M.* Experimentări în stația pilot de reducere directă a minereurilor de fier, cu ajutorul gazului metan. In : Reducerea directă a minereurilor de fier, București, Biblioteca analelor romîno-sovietice, seria tehnică, nr. 6, 1962. [14] *Atanasiu, G., Hătărăscu, O.* și *Pietroșeneanu, M.* Reducerea minereurilor de fier cu ajutorul gazului metan. În : Cercetări metalurgice și miniere, nr. 3, 1961. [15] *Hătărăscu, O., Atanasiu, G.* și *Pietroșeneneanu, M.* Reducerea minereurilor de fier cu ajutorul gazului metan. În : Cercetări metalurgice și miniere, nr. 4, 1962. [16] *Joklik, A.* Die katalitische Umwandlung von gasförmigen Kohlenwasserstoffen mit Luft, Sauerstoff oder deren Gemischen ohne und mit Vorwärmung der Reaktionsteilnehmer. În : Gas, Wasser, Wärme, nr. 5, 1953. [17] *Sliva, V.* Katalitische Erdgasspaltung mit Luft und Wasserdampf. În : Energietechnik, nr. 6, 1954. [18] *Constantinescu, M.* Elemente pentru calcule termotehnice în procesele de ardere a gazului metan. În : Revista de chimie, nr. 6, 1953. [19] *Meunier, J.* Gazéification et oxidation des combustibles. Paris, Masson, 1958. [20] *Hătărăscu, O.* Încercări de folosire a buretelui de fier la elaborarea oțelurilor în cuptor electric. În : ,,Reducerea directă a minereurilor de fier'', București, Biblioteca analelor romîno-sovietice, seria tehnică, nr. 6, 1962.

CZ 669.131.6 : 621.746.6

Proprietățile de turnare a fontelor cenușii de la uzina Victoria-Călan, la evacuarea din furnal și după retopirea lor în cubilou

Ing. CEZAR AVRAM și ing. NICOLAE IATAN *
I.C.E.M.

Problema calității fontei cenușii interesează în mod permanent pe turnători pentru scăderea procentului de rebuturi și obținerea unor piese de bună calitate. În țara noastră, în urma observațiilor practice ale turnătorilor, s-a emis părerea că fonta produsă de uzina Victoria -Călan are tendința de a forma în piese microretasuri, retasuri și crăpături. De asemenea, s-a constatat și o comportare neuniformă a acestei fonte în ceea ce privește proprietățile ei de turnare, în comparație cu fontele brute de turnătorie primite de la alți furnizori.

Considerîndu-se că aceste defecțiuni se datoresc proprietăților necorespunzătoare ale fontelor brute, proprietăți transmise prin ereditate fontelor retopite, s-a urmărit la uzina Victoria-Călan modul de elaborare a fontelor cenușii și s-au determinat caracteristicile lor principale de turnare. Aceleași fonte au fost urmărite mai departe pe firul procesului tehnologic la o turnătorie de fontă, unde s-a căutat să se stabilească măsura în care fontele produse la uzina Victoria-Călan, retopite în cubilou împreună cu alte adaosuri metalice, influențează calitatea produsului turnat.

---

* La experimentări au mai participat : ing. *P. Țocu*, ing. *N. Grigore*, ing. *S. Fleser*, ing. *M. Schiller*, chim. *M. Secașiu*, ing. *D. Frențoni*, ing. *I. Stoicoi*, și *N. Pilly*.

Proprietățile care se produc prin ereditate sînt: tendința spre volum mare de retasură, tendința de a forma tensiuni interne și crăpături, formarea suflurilor, neuniformitatea structurală și grafitizarea neuniformă.

Aceste tendințe se datoresc unei acțiuni combinate a procesului de contracție, de degajare a gazelor solubilizate sau legate chimic și procesului de formare a centrelor de cristalizare în timpul solidificării fontei.

Toate aceste defecte apar la un regim de lucru defectuos al furnalului, iar pentru utilizarea acestor fonte este necesar să se folosească tehnologii adecvate, ca; supraîncălzirea fontei, utilizarea de răcitoare, maselotaj suplimentar etc., care complică procesul de producție și provoacă scăderea indicilor tehnicoeconomici.

Principalele proprietăți care se transmit fontelor retopite prin fenomenul de ereditate sînt: conținutul de gaze remanente, contracția fontei, forma și repartizarea incluziunilor de grafit.

Aceste proprietăți sînt indisolubil legate de condițiile de elaborare a fontei în furnal.

Un rol important îl are reductibilitatea minereurilor din care se elaborează fonta ce condiționează conținutul de carbon. Dacă se utilizează minereuri ușor reductibile, ele se reduc în partea superioară a furnalului, metalul format carburîndu-se puternic în drumul său spre creuzet.

De asemenea, zgura care ajunge în dreptul gurilor de vînt conține o cantitate redusă de oxid feros (FeO), deci în creuzet se consumă o cantitate mai mică de căldură pentru reacțiile de reducere directă. Acest fenomen are ca rezultat o supraîncălzire a fontei care conduce la carburarea ei intensă.

Asemănător este și rezultatul folosirii strunjiturii în cantitate mare în încărcătura furnalului.

Obținerea unei fonte cenușii de bună calitate impune un mers uniform al furnalului, ceea ce se poate obține prin respectarea riguroasă a procesului tehnologic de elaborare (menținerea nivelului de încărcare constant, eliminarea prafului din încărcătură, dozarea corectă a încărcăturii etc.).

O atenție deosebită trebuie acordată zgurei de furnal care are o mare influență asupra calității fontei. Astfel, se constată caracterul selectiv față de oxidul feros al zgurelor acide. O mare importanță o are și refractaritatea zgurelor bazice care influențează asupra regimului termic din creuzetul furnalului.

Regimul mai cald sau mai rece al furnalului stabilește conținutul de Si, Mn și S în fontă, și în funcție de acestea, C_{total} și $C_{grafitic}$. Deci, dirijînd regimul termic al creuzetului, se poate influența asupra formei, mărimii și distribuției filamentelor de grafit.

Un alt factor care mai influențează asupra calității fontei de primă fuziune este tratamentul fontei pe jgheabul furnalului sau în căldare, precum și timpul de menținere a fontei în căldare înainte de turnarea la bandă.

La tratarea fontei lichide cu carbonatul de sodiu are loc paralel cu desulfurarea și o degazare. Bioxidul de carbon, insolubil în fontă, antrenează în drumul său prin baia metalică gazele dizolvate și diferite incluziuni.

În timpul staționării în căldare a fontei lichide, înainte de turnarea la bandă, o parte din grafitul primar și alte incluziuni decantează și se înlătură.

De asemenea, calitatea fontei mai depinde în bună măsură și de modul de turnare al fontei la bandă, în calupuri. Este necesar ca la turnarea fontei zgura din căldare să nu ajungă pe bandă. Ea impurifică fonta din calupuri. Suprafața interioară a cupelor benzii este necesar să fie stropită cu un strat subțire de vopsea refractară pentru a avea timpul să se usuce și pentru ca turnarea să nu se facă în cupe umede. Trebuie ca jeturile de apă de răcire să fie astfel așezate încît apa să nu ajungă pe cupele cu fontă încă nesolidificată, aceasta provocînd fierturi pe suprafața calupului.

În procesul de topire a fontei în diferite agregate: cubilou, cuptor electric, cuptor rotativ, proprietățile fontelor brute își păstrează oarecum caracterul și în fontele retopite. Ele se mai pot însă îmbunătăți sau înrăutăți după cum agregatele de retopire funcționează normal sau nu.

Problema eredității fontelor este încă puțin studiată; părerile diferiților oameni de știință sînt împărțite și pînă la ora actuală lipsește un studiu complet al acestei probleme, datorită complexității parametrilor ce influențează asupra transmiterii proprietăților fontei de prima fuziune la fonta de a doua fuziune.

În mai toate țările s-au făcut încercări pentru a lămuri această problemă. În R.P.R. această temă a fost începută în anii 1959–1960 de Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R.

În vederea stabilirii influenței mersului furnalului asupra proprietăților de turnare a fontelor elaborate, s-a urmărit funcționarea unui furnal de la uzina Victoria-Călan, în trei perioade, avînd în vedere, în principal: sortul și compoziția chimică a materialelor componente ale încărcăturii furnalului, uniformitatea mersului furnalului și starea gurilor de vînt, regimul termic al creuzetului (temperatura și presiunea vîntului, timpul de staționare a fontei în creuzet și introducerea gazului metan în furnal), timpul de staționare a fontei în căldare, tratarea fontei cu sodă în afara furnalului, modul de turnare a fontei la bandă.

În paralel cu urmărirea funcționării furnalului s-au determinat principalele proprietăți de turnare a fontelor elaborate în această perioadă. Au fost studiate în total 74 descărcări de fontă totalizînd 2 170 t. Determinările s-au efectuat atît la fontele evacuate din furnal, cît și în timpul turnării lor la bandă.

Această dublă urmărire s-a făcut în scopul observării modificărilor compoziției și proprietăților fontei, ca urmare a staționării în căldarea de turnare, a scăderii temperaturii și a tratării fontei cu sodă calcinată.

S-au determinat: volumul retasurii, contracția liniară, cantitatea de gaze degajate la solidificarea fontei, compoziția chimică a gazelor degajate și temperatura fontelor.

S-au luat probe din fontă de la furnal și de la bandă din care s-au determinat în laborator următoarele caracteristici: cantitatea de gaze remanente, structura metalografică și gradul de grafitizare.

Cele trei perioade de cercetare efectuate la uzina Victoria-Călan au avut scopuri diferite. Astfel, prima perioadă a avut drept scop stabilirea unui mers de referință. În acest timp s-a căutat ca furnalul să aibă o funcționare cît mai uniformă atît din punctul de vedere al încărcăturii, cît și al parametrilor de funcționare.

În celelalte perioade s-a studiat influența asupra proprietăților de turnare a fontelor privind următorii parametri: tratarea fontei cu sodă, cantitatea de strunjituri din încărcătură, introducerea de gaz metan în furnal, durata de staționare a fontei lichide în căldare și grosimea calupului de fontă turnat la bandă.

În același timp s-au luat măsuri de îmbunătățire a condițiilor de turnare a fontei pe bandă printr-o corectă vopsire cu material refractar și o completă uscare a formelor, o separare mai bună a zgurei și o răcire în condiții optime a fontei.

Fontele elaborate și urmărite la uzina Victoria-Călan au fost retopite la o uzină constructoare de mașini și turnate în piese, conform proceselor tehnologice ale uzinei. Au fost determinate variațiile acelorași caracteristici care au fost măsurate la furnal atît după retopirea în cubilou, cît și după supraîncălzirea efectuată în cuptorul electric. Comportarea fontelor s-a urmărit la turnarea chiulasei și blocului-motor. Totodată, au mai fost urmărite în aceeași perioadă rebuturile și remanierile pe cauze, pentru fabricația de masă a acestor repere.

În cursul perioadelor de cercetare, încărcătura furnalului a fost formată din minereuri de import (Krivoi-Rog, Brazilia, India); siderită prăjită și limonite Teliuc (Pădurea Orașului și Mina Centrală); minereu Iacobeni, adaosuri metalice, calcar și cocs din import (R.S.C., R.P.P.).

Compozițiile chimice ale minereurilor utilizate au diferit destul de mult de la o decadă la alta. De exemplu, pentru două decade alăturate compozițiile chimice ale principalelor minereuri au fost în următoarele limite: minereu Krivoi-Rog: Fe de la 48,43 la 54, 96%; SiO_2 de la 28,70 la 18,50%; minereu Pădurea Orașului: Fe de la 40,91 la 46,40%; SiO_2 de la 17,71 la 12,78%.

Deoarece analiza chimică a minereurilor se face decadal, nu se pot preveni deranjamentele la furnal cauzate de schimbarea compoziției minereurilor de bază.

Este de dorit să se acorde o mai mare importanță componenței încărcăturii furnalelor și omogenizării minereurilor, asigurîndu-se sorturile necesare de minereuri, pentru a se menține o rețetă constantă de încărcare.

Deoarece condițiile de lucru n-au permis să se efectueze încercări de elaborare a fontei din minereuri mult diferite din punctul de vedere al reductibilității, s-au urmărit numai influența variației consumului specific de strunjituri asupra calității fontei. În acest scop, în aceeași rețetă de încărcare și în aceleași condiții de lucru, cantitatea de strunjituri de fier consumată a variat de la 43 kg la 175 kg/t fontă.

În ultima perioadă de studiu s-a introdus în furnal gaz metan, în medie 64 Nm^3/t fontă.

Activitatea furnalului a fost exprimată prin următoarele cifre medii: debitul de aer 32 000 — 33 000 Nm^3/h, temperatura aerului 550—580°C în primele două perioade și circa 740°C după introducerea gazului metan, presiunea aerului 350—360 mm col. Hg, temperatura la gîtul furnalului 250—380°C, iar presiunea 290—370 mm col. apă. Producția zilnică medie a furnalului a fost de 250 t, rezultînd un indice de utilizare a volumului util al furnalului de 1,0 t/m^3 zi. Intensitatea de ardere a cocsului a fost de 1,0 — 1,1 t/m^3 zi.

Compoziția chimică a fontelor elaborate în perioada de studiu a variat între următoarele limite: Si = 1,27 — 3,95%, în medie 2,28%; Mn = 0,66 — 1,12%, în medie 0,87%; P = =0,138 — 0,158%, în medie 0,144%; S = = 0,012 — 0,093%; în medie 0,040%.

După cum se observă din aceste date, compoziția chimică a variat în limite destul de mari. Aceasta se datorește regimului termic neuniform al creuzetului, cauzat de variația foarte mare a calității materialelor încărcate în furnal.

Fontele elaborate au fost în mare majoritate hipereutectice. Conținutul de carbon a variat între 3,6 și 4,4%, media fiind 4,10%. Carbonul echivalent a fost în medie de 3,57%, variind între limitele 3,00 și 3,88%. Carbonul grafitic a variat între 2,46 și 3,58%, media fiind 3,19%. Influența grafitizantă a siliciului se face simțită numai pentru un conținut de siliciu mai mare decît 2,25%; fontele marca FKO, FKI au, practic, în medie același grad de grafitizare.

S-a constatat o schimbare a compoziției chimice a fontei în timpul staționării în căldarea de turnare. Atît C_{total} cît și $C_{grafitic}$ scad procentual de la furnal la banda de turnare odată cu creșterea timpului de staționare. Scăderea conținutului de C_{total} este mai mare decît cea a conținutului de $C_{grafitic}$, deoarece o parte din grafitul separat se elimină la suprafața băii metalice. Micșorarea conținutului de grafit se explică atît prin scăderea conținutului de C_{total}, cît și a temperaturii fontei, la turnarea în probă.

Menținerea prea îndelungată a fontei în căldare are însă ca rezultat o scădere a temperaturii fontei cu circa 50°C/h, ceea ce limitează staționarea la circa 3 h, deoarece crește pierderea de fontă la turnare (scoarțe, funduri de căldare etc.).

În ceea ce privește structura metalografică a fontelor elaborate se observă că masa metalică de bază este perlitică sau perlito-feritică și, mai rar, perlito-cementitică sau ferito-perlitică. Datorită răcirii probelor în cochilele metalice ale benzii de turnare predomină structura perlitică.

În timpul menținerii fontei în căldare, carbonul dizolvat iese din soluție o dată cu scăderea temperaturii. El difuzează spre filamentele de grafit existente, mărindu-le dimensiunile. O parte se separă pe suprafața băii metalice. O imediată consecință a acestui fenomen este faptul că proprietățile de turnare determinate la furnal (contracție liniară, volum de retasură etc.) sînt mai bune decît cele determinate la banda de turnare.

Din totalitatea descărcărilor de fontă studiate la furnal, un număr de 27 descărcări totalizînd 498 t au fost urmărite în ceea ce privește comportarea lor, la turnarea unor piese pretențioase, ca bloc motor și chiulasă.

Urmărirea s-a făcut pe descărcări, căutînd să se mențină componența încărcăturii cubiloului cît mai constantă.

Componența încărcăturii cubiloului a fost următoarea: fontă brută Călan 30 — 43%; fonta veche + deșeuri proprii 50 — 63%; deșeuri de oțel 6 — 8%; adaosuri — cocs 11% și calcar 9% din încărcătura metalică de 400 kg.

Determinările pentru calitatea fontei s-au făcut pentru fiecare descărcare la fonta retopită în cubilou (în cazul cînd turnarea s-a efectuat direct de la cubilou) sau cîte o serie de determinări pentru fonta retopită în cubilou și o serie de determinări pentru fonta supraîncălzită în cuptorul electric, în cazul cînd turnarea s-a făcut după procedeul duplex. Cubilourile utilizate au avut diametrul interior de 900 mm și trei rînduri de guri de aer și antebazin.

Pentru fiecare descărcare de fontă sosită de la furnal s-au luat probe, notîndu-se totodată aspectul suprafeței calupurilor. Din acestea s-au făcut analizele chimice, metalografice, s-au trasat curbele dilatometrice și s-au determinat conținuturile de gaze remanente.

Compoziția chimică atît a fontelor elaborate la furnal în condițiile arătate, cît și a fontelor retopite, este redată în tabela 1, iar conținutul de gaze remanente în tabela 2.

Din prelucrarea datelor experimentale s-a observat că atunci cînd regimul termic al creuzetului furnalului a fost mai ridicat, fonta a avut un conținut de gaze remanente mai mare decît în celelalte perioade. De asemenea, s-a constatat că fonta evacuată din creuzet din patru în patru ore a prezentat un conținut mai mare de gaze remanente decît după evacuările din două în două ore. Deci, ca urmare a supraîncălzirii fontei sau a menținerii ei îndelungate în creuzet, se dizolvă o cantitate mai mare de gaze în fontă.

Din tabela 2, practic, nu se observă o diferență sensibilă între conținutul de gaze remanente medii la probele de fontă luate de la furnal sau bandă.

Se mai constată că, odată cu folosirea gazului metan la elaborarea fontei, conținutul remanent mediu de H_2 în fontă a crescut cu o cantitate mică (de la 11,35 la 13,45 cm³/100 g la furnal și de la 12,27 la 13,00 cm³/100 g la bandă).

Din tabela 2 se mai observă o creștere a conținutului total mediu de gaze de la 41,2 cm³/100 g și 40,8 cm³/100 g la furnal și, respectiv, bandă, la 43,4 cm³/100 g în depozitul turnătoriei, datorită intemperiilor. Acesta scade apoi la 31,6 cm³/100 g la cubilou și 30,5 cm³/100g la cuptorul electric.

Conținutul de hidrogen scade, în general, după retopirea fontei, iar conținutul de oxigen crește prin depozitare și scade după retopire în cubilou și cuptor electric.

În ceea ce privește conținutul de azot, acesta rămîne practic constant.

În figura 1 se dau comparativ conținuturile de gaze remanente din fontele de la uzina Victoria-Călan și din o serie de fonte produse în străinătate.

În tabela 3 și figura 2 se dau date medii privind contracția liniară a fontelor brute și retopite(în fig. 2: curbele *1* reprezintă fonta la furnal; *2* — fonta de la bandă; *3* — fonta de la cubilou; *4* — fonta de la cuptorul electric).

Se observă că, în general, valorile contracției liniare totale sînt mai mari la furnal și bandă decît la fonta retopită, avînd în final la turnarea în piesă valori pînă la 1%.

Tabela 1

Nr. crt.		C_{total} %		$C_{grafitic}$ %		Si%		Mn%		P%		S%		Si+C% medie	C_{gr}/C_{tot} 100 medie
		limite	medie	limite	medie	limite	medie	limite	medie	limite	medie	limite	medie		
1	Fonta la furnal	3,62–4,74	4,10	2,46–3,58	3,19	3,27–3,95	2,28	0,55–1,12	0,87	0,138–0,158	0,144	0,012–0,093	0,040	0,39	77,76
2	Fonta la bandă (după staționarea în căldarea de turnare 30–120 minute)	3,60–4,46	4,04	2,13–3,56	3,15	1,22–3,53	2,37	0,52–1,12	0,85	0,136–0,160	0,143	0,015–0,084	0,038	6,41	77,96
3	Influența conținutului de strunjitură în încărcătură :														
	kg/t 43	4,10–4,24	4,12	2,66–3,40	3,00	1,27–3,10	1,88	0,66–1,08	1,03	0,138–0,146	0,142	0,020–0,032	0,023	6,00	72,60
	kg/t 175	4,11–4,70	4,32	2,89–3,51	3,32	1,35–2,69	2,21	0,66–1,11	1,03	0,139–0,146	0,142	0,025–0,036	0,029	6,53	76,90
4	Fonta înainte de introducerea CH_4 în furnal: F^*	3,84–4,32	4,10	2,88–3,57	3,21	1,43–2,83	2,01	0,55–0,84	0,71	0,140–0,152	0,146	0,024–0,093	0,053	6,11	78,28
	B^{**}	3,74–4,30	4,04	2,41–3,46	3,13	1,45–2,76	2,04	0,52–0,88	0,73	0,140–0,150	0,144	0,026–0,084	0,048	6,09	77,28
5	Fonta după introducerea CH_4 în furnal : F	3,62–4,74	4,31	2,46–3,50	3,24	1,29–3,25	2,42	0,66–1,05	0,96	0,138–0,150	0,144	0,013–0,074	0,024	6,74	75,26
	B	3,70–4,46	4,20	2,15–3,50	3,19	1,31–3,50	2,48	0,64–1,00	0,96	0,136–0,160	0,143	0,014–0,074	0,028	6,68	75,82
6	Influența menținerii fontei în creuzetul furnalului : 2h	3,75–4,40	4,21	2,46–3,40	3,25	1,93–3,05	2,33	0,75–1,10	0,98	0,140–0,150	0,143	0,014–0,050	0,030	6,54	77,10
	4h	3,80–4,46	4,42	2,52–3,51	3,41	1,50–2,67	1,93	0,78–1,12	0,96	0,140–0,155	0,146	0,015–0,45	0,028	6,35	77,10
7	Influența tratării fontei cu sodă (0,6 %) : F	3,82–4,45	4,30	3,00–3,56	3,38	1,45–2,75	2,12	0,72–1,09	0,82	0,140–0,151	0,146	0,015–0,043	0,025	6,42	78,50
	B	3,80–4,45	4,25	2,98–3,50	3,27	1,58–2,30	2,18	0,60–0,98	0,85	0,140–0,150	0,145	0,013–0,020	0,018	6,43	77,00
8	Fonta de la cubilou	3,35–3,81	3,60	2,38–3,26	2,91	1,05–2,31	1,72	0,42–0,68	0,55	0,140–0,500	0,200	0,032–0,100	0,050	5,32	80,80
9	Fonta de la cuptorul electric	3,35–3,78	3,57	2,50–2,98	2,66	1,45–2,39	1,88	0,42–0,63	0,54	0,170–0,390	0,220	0,032–0,128	0,071	5,45	74,50
10	Compoziția chimică prescrisă prin procesul tehnologic	2,8 –3,5	—	—	—	1,8 –2,2	—	0,6 –1,1	—	0,25	—	0,14	—	—	—

*F – fontă la evacuarea din furnal; ** B – fontă la turnarea pe bandă.

Tabela 2

Nr. crt.	Proveniența fontei :	Conținut total gaze, $cm^3/100g$		H_2, %		O_2, %		N_2, %	
		limite	medie	limite	medie	limite	medie	limite	medie
1	Fonta la furnal	27,0–65,8	38,5	9,5–20,8	12,4	0,0115–0,0370	0,0184	0,0020	0,0020
2	Fonta la bandă (după staționare în căldarea de turnare)	26,8–65,7	38,6	10,0–20,5	12,6	0,0117–0,0300	0,0180	0,0020	0,0020
3	Influența conținutului de strunjituri în încărcătură :								
	43 kg/t	27,0–40,6	30,5	9,5–17,7	10,7	0,0115–0,0350	0,0127	0,0020	0,0020
	175 kg/t	27,3–52,4	39,6	11,2–16,3	13,2	0,0115–0,0361	0,0192	0,0020	0,0020
4	Fonta înainte de introducerea CH_4 în furnal : F^*)	30,0–42,3	35,8	9,7–13,0	11,3	0,0139–0,0212	0,0169	0,0020	0,0020
	B^{**})	29,0–42,5	36,4	10,1–15,7	12,3	0,0129–0,0222	0,0166	0,0020	0,0020
5	Fonta după introducerea CH_4 în furnal : F	27,0–65,8	41,2	9,5–20,8	13,4	0,0115–0,0370	0,0199	0,0020	0,0020
	B	26,8–65,7	40,8	10,0–20,5	13,0	0,0117–0,030	0,0194	0,0020	0,0020
6	Influența menținerii fontei în creuzetul furnalului : 2h	28,0–43,3	33,0	9,7–18,3	11,0	0,0128–0,0222	0,0158	0,0020	0,0020
	4h	30,3–51,1	43,5	11,3–20,5	14,3	0,0116–0,0370	0,0203	0,0020	0,0020
7	Influența tratării fontei cu sodă (0,6 %) : F	34,6–65,8	46,4	11,9–18,7	15,4	0,0163–0,0335	0,0233	0,0020	0,0020
	B	34,7–54,6	40,3	11,2–18,5	13,6	0,0158–0,0255	0,0202	0,0020	0,0020
8	Depozit	28,2–81,5	43,4	10,3–19,5	13,7	0,0099–0,0279	0,0211	0,0020	0,0020
9	Cubilou	21,4–38,2	31,6	7,5–16,8	11,2	0,0083–0,0221	0,0138	0,0020	0,0020
10	Cuptor electric	26,6–37,6	30,5	8,7–15,8	10,0	0,0120–0,0155	0,0132	0,0020–0,0035	0,0027

* F – fontă la evacuarea din furnal; ** B – fontă la turnarea pe bandă.

Pentru a studia localizarea și mărimea retasurii și a porozităților din calupurile de fontă turnate la furnal și la bandă, acestea au fost secționate. Prin planimetrarea suprafețelor calupurilor și a retasurilor a fost calculată valoarea raportului $R = S_{retasură} \times 100/S_{calup}$, %; unde S este suprafața planimetrată.

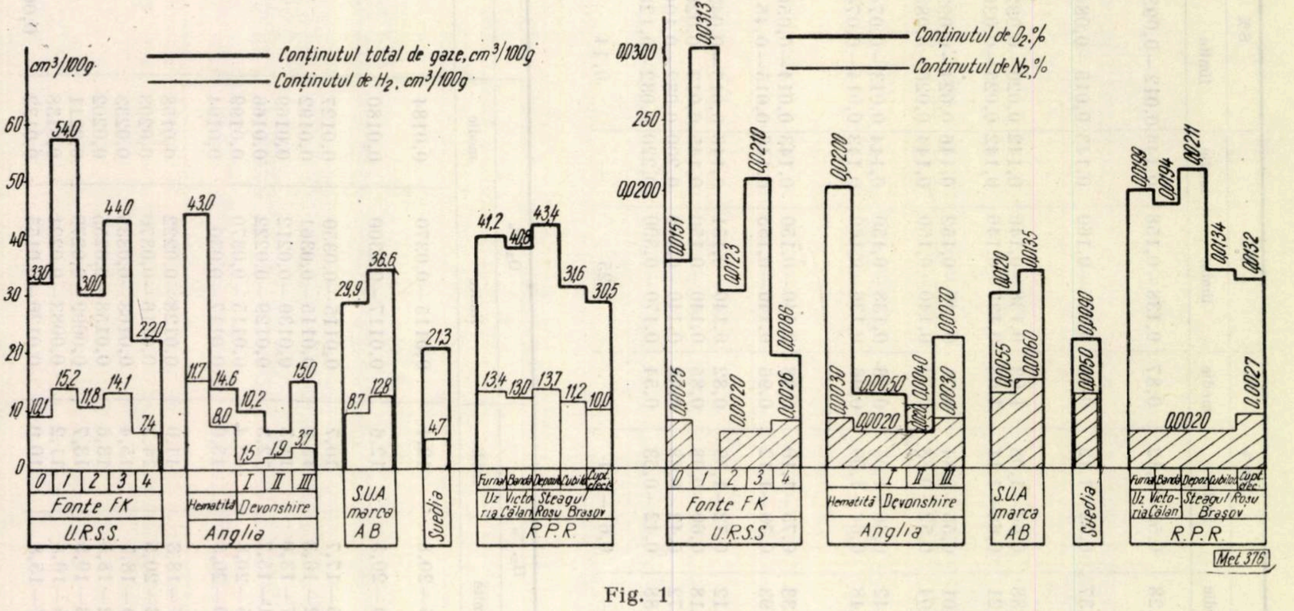


Fig. 1

Valoarea lui R este mai mare pentru calupurile turnate la bandă decît pentru cele turnate la furnal ($R_{mediu\ furnal} = 1{,}85\ \%$, $R_{mediu\ bandă} = 2{,}55\ \%$).

Tabela 3

Probele de fontă	Dilatare inițială, %	Contracție anteperlitică, %	Dilatare perlitică, %	Contracție finală, %	Contracție totală, %
Furnal	0,329	0,501	0,138	1,000	1,035
Bandă	0,355	0,557	0,156	1,136	1,190
Cubilou	0,079	0,262	0,036	0,721	0,878
Cuptor electric	0,089	0,318	0,040	0,698	0,892

Pentru a se putea observa influența staționării fontei în căldare asupra valorii lui R s-au luat probe-calup din 15 în 15 min. Rezultatele obținute pentru R (în %) sînt următoarele: proba luată la evacuarea din furnal = 0 %; proba luată din căldare după 15 min. = 0,29 %; după 30 min = 2,55 %; după 45 min = 3,20 %; după 60 min = 3,65 %; proba turnată la bandă = 3,15 %.

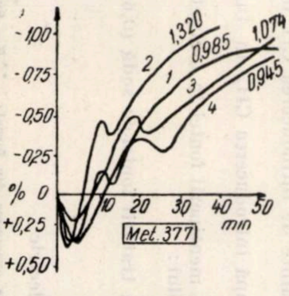


Fig. 2

O influență evidentă asupra formei și repartizării retasurii a avut-o temperatura de turnare. La temperaturi înalte de turnare se formează mai des retasuri deschise, pe cînd la temperaturi joase se formează retasuri interioare.

Volumul de retasură a variat la furnal, bandă, cubilou și cuptor electric între limitele arătate în tabela 4.

Tabela 4

	Furnal	Bandă	Cubilou	Cuptor electric
Volumul retasurii, %	0,15 – 1,6	0,5 – 4,6	1,0 – 4,4	1,50 – 4,97

Rebuturile datorită calității fontei — retasuri DT15 și microretasuri DT16 STAS 782-55 la reperele urmărite, bloc-motor și chiulasă, în perioada ianuarie-octombrie — au fost în procente absolute: bloc-motor 1,24 — 1,76 %, chiulasă 1,07 — 3,99 %.

Rebuturile totale produse pentru aceleași repere au fost: bloc-motor 12,74 — 21,61 %, chiulasă 9,15 — 18,16 %.

Din datele de mai sus se poate constata că alte deficiențe au constituit cauza principală a rebuturilor și în mai mică măsură calitatea fontei.

Majoritatea rebuturilor se datoresc în mare parte defectelor tehnologice, ca: sufluri provocate de formă, incluziuni de nisip și zgură, crăpături la rece, miez deplasat etc., așa după cum se vede din figurile 3 *a* și *b* (*a*—luna ianuarie; *b*—luna aprilie).

Concluzii. Timpul de menținere a fontei în creuzetul furnalului influențează direct dizolvarea carbonului și a gazelor în fontă. La o menținere mai îndelungată, fonta supraîncălzită dizolvă carbon în exces. Acest carbon se separă la solidificare în lamele grosolane.

În condiţiile scăderii continue a temperaturii fontei în căldarea de turnare are loc separarea carbonului dizolvat în fontă. Proporţional, în timpul menţinerii fontei în stare lichidă, aceste lamele cresc în volum. Dacă temperatura fontei este scăzută, viscozitatea mărită a băii împiedică ridicarea la suprafaţă a grafitului şi el rămîne sub această formă.

Tratarea cu sodă calcinată a fontei se face atît în scopul desulfurării, al degazării, cît şi al îmbunătăţirii structurii. Proprietăţile de turnare a fontelor tratate sînt mult îmbunătăţite faţă de fontele netratate, turnate la bandă. Analiza metalografică arată o micşorare a dimensiunilor filamentelor de grafit şi o repartizare uniformă a lor în masa metalică.

Alţi factori care influenţează calitatea fontei sînt : modul de turnare a fontei la bandă, pregătirea corespunzătoare a cupelor şi eliminarea pătrunderii zgurei din căldare în calupuri.

Micşorarea greutăţii calupului de fontă la bandă la circa 1/3 a contribuit la obţinerea unei structuri mai fine a grafitului decît cea obţinută în calupurile turnate obişnuit.

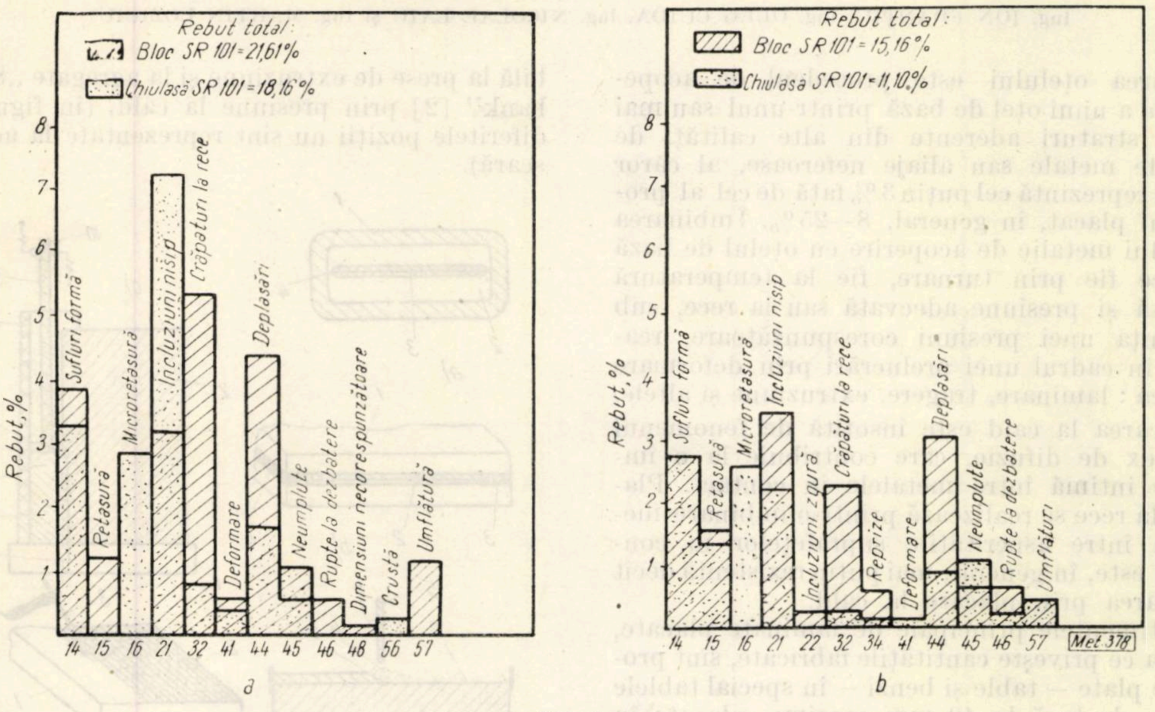


Fig. 3

Uniformitatea mersului furnalului influenţează în mare măsură compoziţia şi proprietăţile fontei de turnătorie. Opririle, mersul greoi, agăţările, surpările, toate acestea determină o compoziţie chimică cu un conţinut variabil de carbon total, carbon grafitic, siliciu, sulf şi o structură metalografică neomogenă a fontei.

Odată cu mărirea cantităţii de strujitură de fier din încărcătura furnalului creşte conţinutul total de gaze remanente (de la 30,5 la 39,6 cm³/100 g), carbonul total şi gradul de grafitizare.

In urma introducerii gazului metan în furnal, calitatea fontei nu s-a înrăutăţit. Aceasta a avut ca efect reducerea consumului de cocs la elaborarea fontei şi o uniformizare a funcţionării furnalului.

---

[1] *Lakomsky, V. I.* şi *Iavoisky, V. I.* Gazele din fontă. Moscova, Metallurghizdat, 1957. [2] *Levy, L. I.* Cercetări asupra saturaţiei de gaze a fontei de furnal şi a fontei de turnătorie. În: Vestnik maşinostroenie **30**, nr. 9, sept. 1950. [3] *Galla, S.* şi *Alessandra, I.* Gazele din fontă. Al 26-lea Congres al turnătorilor. Moscova, 1961.

CZ 621.771.8.003

Aspecte tehnice-economice ale fabricării și utilizării laminatelor de oțel placat

Ing. ION FRANȚIU, ing. OLEG CUIDA, ing. NICOLAE LAIU și ing. MARTIN LOZICIU*

Placarea oțelului este procedeul de acoperire a unui oțel de bază printr-unul sau mai multe straturi aderente din alte calități de oțel, de metale sau aliaje neferoase, al căror volum reprezintă cel puțin 3 % față de cel al produsului placat, în general, 8—25 %. Îmbinarea stratului metalic de acoperire cu oțelul de bază se face fie prin turnare, fie la temperatură ridicată și presiune adecvată sau la rece, sub influența unei presiuni corespunzătoare, realizate în cadrul unei prelucrări prin deformare plastică : laminare, tragere, extruziune și altele.

Placarea la cald este însoțită de fenomenul complex de difuzie, care contribuie la o îmbinare intimă între metalele în contact. Placarea la rece se realizează printr-o îmbinare mecanică între asperitățile suprafețelor în contact și este, în general, mai puțin rezistentă decît îmbinarea prin placare la cald.

Sortimentele principale de laminate placate, în ceea ce privește cantitățile fabricate, sînt produsele plate — table și benzi — în special tablele groase, de la 5 la 40 mm grosime, placate în proporții variind între 8 și 25 %, însă în așa fel încît grosimea stratului placat să respecte un minimum care depinde de condițiile de execuție și de utilizare, variind între 0,5 și 2—3 mm. În rîndul al doilea, în ce privește cantitățile fabricate, se pare că se situează țevile placate.

Printre metalele de acoperire, primul loc îl ocupă oțelurile inoxidabile, îndeosebi oțelurile austenitice de tipul 18—8. Urmează în ordine metalele neferoase, cu aliajele lor, mai ales familia cuprului, a nichelului și a aliajelor de antifricțiune.

Există nenumărate sortimente și variante de oțeluri placate, ca formă și dimensiuni ; de asemenea, în ceea ce privește calitatea oțelului de bază cît, mai ales, a metalelor de placare, cum și procedeele de fabricație, sînt foarte diferite, ele formînd obiectul a numeroase patente.

În figura 1 se prezintă schema metodelor industriale mai cunoscute de fabricație a laminatelor placate plate și în figura 2, a metodei de placare prin tragere a țevilor la care se obține o îmbinare mecanică a metalelor [1].

În ceea ce privește placarea țevilor cu îmbinări mai intime între straturi, ea este realizabilă la prese de extruziune și la agregate „Stossbank'' [2] prin presiune la cald, (în figura 1, diferitele poziții nu sînt reprezentate la aceeași scară).

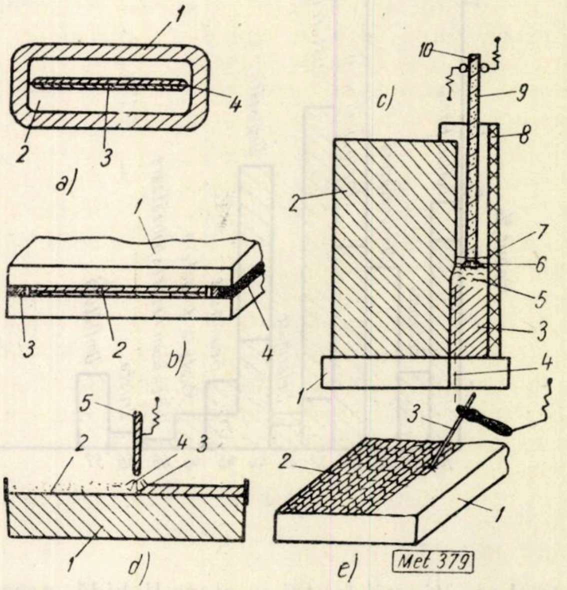


Fig. 1

Poziția *a* reprezintă schematic procedeul lingoului compus. Într-o lingotieră pentru lingouri de laminat table groase *1* sînt introduse două table de oțel inoxidabil *3*. Înainte de a le suprapune, fețele în contact sînt acoperite cu un strat de material inert care împiedică îmbinarea lor în timpul laminării. Tablele suprapuse se sudează pe margini de jur împrejur (cordonul de sudură *4*). După pregătirea fețelor exterioare, introducerea și fixarea pachetelor de table în lingotieră, se toarnă oțelul de bază, care umple spațiul *2*. După răcire și dezbatere, lingoul compus, asfel obținut se încălzește și se laminează la grosimea dublă a tablelor

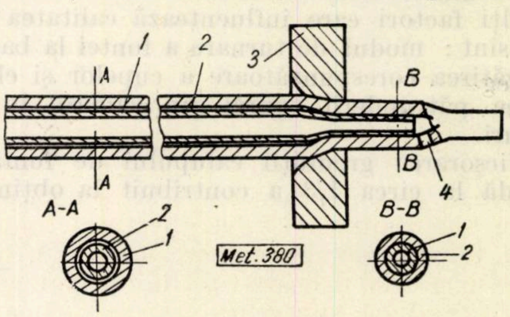


Fig. 2

---

* Experimentările s-au executat în colaborare cu uzinele Republica — București, Combinatul siderurgic — Reșița, uzina Oțelul roșu, Uzina de tablă subțire — Galați.

de produs. Se taie marginile pachetului și se separă cele două table placate.

Poziția *b* reprezintă secțiunea printr-un pachet pregătit pentru placarea prin presiune. Pachetul are o componență similară cu cea a unui lingou compus. Între două brame din oțel carbon *1* se așază cele două table de oțel inoxidabil cu stratul de separare între ele *2*. Fețele interioare ale bramelor și cele exterioare ale tablelor inoxidabile sînt pregătite pentru placare. Pe margini se așază antretoazele *3*, după care pachetul se sudează, de jur împrejur cu un cordon *4*. Pachetul se încălzește, se laminează, după care se taie marginile și se separă cele două table placate. Proporția de placare depinde de raportul între grosimile părților componente ale pachetului.

Poziția *c* reprezintă schematic procedeul sudării în baie de zgură. Elementele componente sînt următoarele : placa de bază *1*, brama din oțel carbon de bază *2*, oțelul inoxidabil solidificat cu care s-a încărcat brama *3*, zona de pătrundere prin topire *4*, oțelul inoxidabil topit *5*, fluxul curentului electric *6*, între electrodul *9* și baia de oțel topit, stratul de zgură topit *7*, electrodul tubular din oțel moale *9* prin care baia topită se alimentează cu amestecul de granule de feroaliaje, nichel și flux *10*, cămașă refractară *8*. După depunerea completă a oțelului inoxidabil *3* pe brama *2*, semifabricatul astfel pregătit se laminează obținîndu-se tabla placată.

Poziția *d* reprezintă schematic procedeul încărcării prin topire în arc electric. Elementele componente sînt următoarele : brama din oțelul carbon de bază *1*, amestecul de pulberi de feroaliaje nichel și flux *2*, oțelul inoxidabil topit *3*, arcul electric *4* și electrodul de cărbune *5*.

Poziția *e* reprezintă schematic procedeul încărcării prin sudare cu arc electric. Elementele componente sînt următoarele : brama din oțel carbon de bază *1*, oțelul inoxidabil depus prin sudare *2* și electrodul din oțel inoxidabil *3*.

După încărcarea completă a bramelor prin procedeele *d* și *e* semifabricatele astfel pregătite se laminează, obținîndu-se table placate.

Procedeele cele mai răspîndite sînt *a* și *b*, procedeul *c* începe să cîștige teren, iar procedeele *d* și *e* se aplică în cazuri speciale.

În figura 2 se prezintă schematic procesul de placare a țevilor prin tragere la rece cu o secțiune longitudinală și două secțiuni transversale. Țeava din metalul de placare *1*, introdusă în prealabil în țeava *2* din oțelul carbon de bază, după pregătirea corespunzătoare a suprafețelor de placare. Pachetul de țevi, ascuțit la un capăt și prevăzut cu orificiul *4* pentru scurgerea soluției de decapare, se trage prin matrița *3*. După un număr de treceri și o reducere de secțiune dată se obțin țevi placate la rece printr-o îmbinare mecanică. Tragerea din figură este la gol, dar ea se poate face și cu dop.

Placarea țevilor cu îmbinări mai intime între straturi se realizează la prese de extruziune și la agregate ,,Stossbank'' prin presiune la cald.

Prin utilizarea oțelurilor placate, denumite și bimetale în cazul îmbinării a două metale diferite, se urmărește în principal : economia de metale scumpe și deficitare, care se exprimă prin economie în lei-valută, dacă materialele se procură din import și în economie de materiale, de obicei materiale greu procurabile. De asemenea, se urmărește obținerea unui produs care să reunească proprietăți diferite nerealizabile prin utilizarea unui singur metal, de exemplu : conductivitate termică bună a oțelului de bază, cu rezistența la coroziune a oțelului de placare ; rezistența mecanică ridicată a oțelului de bază, cu proprietăți bune de antifricțiune a aliajului de placare ; proprietăți mecanice bune și coeficienți de dilatație termică mult diferiți între metalele componente la produsele denumite termobimetale : proprietăți tehnologice bune ale oțelului de bază cu aspectul frumos și plăcut al metalului de placare etc.

Pe lîngă condițiile pe care metalul de placare trebuie să le îndeplinească la locul de utilizare, trebuie să permită executarea placării pe cale relativ ușoară.

Utilizarea rațională a oțelurilor placate trebuie să fie rezultatul unui studiu tehnic-economic pentru fiecare caz sau domeniu de aplicare în parte. Un asemenea studiu va avea în vedere, pe lîngă prețul de revenire al produsului placat, și costul operațiilor suplimentare, dacă este cazul, de prelucrare și punere în operă ; de asemenea efectul economic al avantajelor tehnice privind utilizarea și întreținerea, în comparație cu utilizarea în proporție de 100% a metalelor de placare.

Se dau cîteva exemple de economii, luate din experiența utilizării tablelor placate cu oțeluri inoxidabile și anticorosive în țările puternic industrializate [3]. Tablele placate cu oțelul inoxidabil cel mai răspîndit de tipul 18—8 (avînd 18—20% Cr și 8—12% Ni), de exemplu, permit realizarea unor reduceri a prețului de cost cu circa 18% la un strat placat de 20% și 33% la grosimea de 10% a stratului placat, în comparație cu utilizarea tablelor din 100% oțel inoxidabil. În cazul placării cu oțeluri inoxidabile avînd în compoziție 16—20% Cr, 10—15% Ni și 2—4% Mo și cu oțeluri refractare avînd în compoziție 22—26% Cr și 12—22% Ni, reducerea prețului de cost realizabilă variază între 33 și 50%. Cu oțelurile carbon placate în proporție de 20% cu oțeluri aliate numai cu Cr (11,5—18% Cr), se poate obține o reducere a prețului de cost de 10—15%.

Acolo unde se cere o încălzire și o răcire uniformă, tablele de oțel moale placate cu oțel inoxidabil sînt mai avantajoase decît tablele inoxidabile masive, din cauza conductivității lor termice mai ridicate.

Sudarea tablelor groase placate cu oțeluri inoxidabile este incontestabil mai ușoară și mai economică decît sudarea tablelor masive din oțelul inoxidabil, deoarece 60–80% din sudură este din oțel carbon. La aceasta contribuie și faptul că tablele placate se fabrică mai ușor în formate mari decît tablele din metalul de placare masiv, astfel că la utilizarea formatelor mai mari se reduce numărul cusăturilor de îmbinare prin sudare.

Grosimea tablelor placate cu utilizare mai răspîndită coboară rareori sub 3–4 mm. În ultimul timp însă reconsiderîndu-se în unele țări, de exemplu în Franța , limitarea în jos a grosimii, se produc table pînă la 0,5–0,7 mm grosime placate în proporție de 10–30%. In figura 3 (în care curba *1* — reprezintă oțel placat cu Ni ; curba *2* — oțel placat cu oțel inoxidabil cu 10% Cr și 8% Ni; curba *3* — oțel placat cu oțel inoxidabil cu 10% Cr și 8% Ni și cu adaos de Mo), se arată variația raportului între costul tablei din oțel special masiv și costul tablelor placate în funcție de grosimea tablei placate, pe baza rezultatelor obținute în Franța [4].

Utilizarea tablelor și țevilor placate în țările industrializate ia extindere din ce în ce mai mare în industriile : chimice, petrochimice, metalurgice, alimentare, textile, atomoenergetice ; de asemenea în industria celulozei, hîrtiei, lemnului, telecomunicațiilor, a bunurilor de consum, a produselor farmaceutice și cosmetice, a rășinilor sintetice etc. Ele se folosesc la construcția de vase, recipiente și rezervoare cu sau fără presiune, autoclave, etuve și uscătoare, instalații de ventilație în medii corosive, autovehicule etc.

Cu ajutorul tablelor și țevilor placate se pot satisface în mod economic cerințele acestor industrii prin materialele care, pe lîngă o bună rezistență, trebuie să fie ușor sudabile, să aibă o plasticitate suficientă și o rezistență ridicată la coroziune.

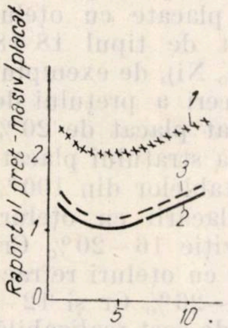


Fig. 3.

Conform unor informații mai recente, ca domenii noi de utilizare, apar în industria chimică conductele magistrale cu diametre mari pentru gaze corosive, țevi sudate din table de oțel moale, de exemplu de 10 mm grosime placate cu un strat de 0,8 mm oțel anticorosiv.

La construcția unui vas transoceanic cu o deplasare de peste 19 000 tdw, destinat transportului de chimicale, s-a utilizat de curînd, pentru prima dată, table de oțel carbon placate cu oțeluri anticorosive la confecționarea a 16 rezervoare, fiecare cu gabaritul de 10 × × 10 × 5 m.

Tendința puternică de dezvoltare a producției de table placate cu oțeluri inoxidabile se caracterizează de exemplu în Franța, prin faptul că ea s-a dublat aproape după fiecare an de la data însușirii acestei fabricații. În 1960–1961 producția anuală se apreciază la circa 17 000 t/an în Franța, tot circa 17 000 t/an în R.F.G., circa 7 000 t/an în Anglia, iar în S.U.A. în anii 1957–1958 s-au produs peste 20 000 t/an etc. (tabela 1).

Tabela 1

Nr. crt.	Țara	Anul	Producția de table placate cu oțeluri inoxidabile, raportată la:	
			producția totală de oțel brut, circa %	kg/locuitor
1	Franța	1960	0,100	0,37
2	R.F.G.	1960	0,050	0,32
3	Anglia	1960	0,024	0,13
4	S.U.A.	1958	0,030	0,11

Sortimentele de laminate placate produse la noi în țară în ultimii ani sînt următoarele : platbenzi din oțel carbon cu secțiune maximă de 240 × 30 mm, placate cu oțeluri aliate de scule, destinate fabricării diferitelor cuțite industriale ; benzi de oțel carbon placate cu aliaje de antifricțiune, cu secțiuni avînd dimensiunile cuprinse între 165 și 200 mm lățime și 1,8 și 5,65 mm grosime, din care se fabrică cuzineți auto și cuzineți de tractor, benzi de oțel placate cu nichel, benzi de oțel carbon placate cu aliaje de cupru.

O anchetă mai detaliată întreprinsă de noi în anul 1962 arată că numai la unitățile M.I.P.C. există posibilitatea de a utiliza la nivelul anului 1965 următoarele sortimente de laminate și placate : table și țevi de oțel carbon placate cu oțel inoxidabil, circa 1 300 t, respectiv 500 t ; table și țevi de oțel carbon placate cu cupru sau alamă, circa 40 t, respectiv 130 t.

Cele expuse justifică pe deplin preocuparea pentru introducerea și extinderea utilizării și producției laminatelor placate, în general, și în mod special a tablelor de oțel carbon placate cu oțel inoxidabil și, de asemenea, a țevilor de oțel carbon placate cu oțel inoxidabil și cu cupru.

Examinîndu-se latura economică în ceea ce privește producția actuală de laminate placate din țară, compuse din benzi și platbenzi placate cu tombac, aliaje de antifricțiune, oțel aliat de scule și nichel, se ajunge la economiile procentuale globale date în tabela 2.

Tabela 2

Nr. crt.	Denumiri	Proporția de placare	
		10%	20%
1	Economii realizate din utilizarea oțelurilor placate : a) Reducerea prețului de cost, % b) Reducerea cantității de metal de placare folosit	 38 82	 23 64
2	Raportul minim dintre prețul metalului de placare și prețul oțelului de bază pentru a realiza reducerea prețului de cost, circa	4	5

Economia realizată în țară în anul 1961 prin producția și utilizarea laminatelor placate în sortimentele amintite se apreciază la peste 7 milioane lei.

Experimentările executate în cursul anului 1962 la ICEM și la unitățile colaboratoare : Combinatul siderurgic — Reșița, uzinele Republica — București, uzinele Oțelul roșu și Uzina de tablă subțire — Galați au permis stabilirea unor produse tehnologice provizorii pe baza cărora s-au putut calcula prețurile de cost aproximative ale diferitelor sortimente de table și țevi placate obținute cu procedeele de placare luate în considerare, de asemenea, eficiența economică orientativă a fabricației și utilizării acestor produse.

Experimentările executate pentru verificarea practică a documentațiilor culese din literatura tehnică, privind producția tablelor și țevilor placate, au cuprins următoarele procedee de fabricație și sortimente : procedeul lingoului compus, la fabricația tablelor groase placate cu oțel inoxidabil ; procedeul prin presiune, la placarea platinelor și fabricația tablelor subțiri placate cu oțel inoxidabil ; procedeul sudării în baie de zgură în două variante ; *D* — depunere directă și *S* — îmbinare prin sudare, pentru fabricația tablelor groase placate cu oțel inoxidabil ; procedeul tragerii la rece, pentru fabricația țevilor placate în interior sau exterior cu cupru și cu oțel inoxidabil ; procedeul prin presiune la cald, pentru placarea la interior a țevilor cu oțel inoxidabil.

Rezultatele calculelor orientative pentru stabilirea prețului de cost estimativ al unei table de 1 500 × 6 500 × 10 mm din oțel carbon placat în proporție de 15% cu oțel inoxidabil, fabricată după aceste procedee, se dau în tabela 3.

Prețurile exprimate în valori relative s-au calculat în două alternative : *i* — în situația actuală cînd tablele inoxidabile se aduc din import și *p* — în situația viitoare cînd tablele inoxidabile se fabrică în țară.

Tabela 3

Nr. crt.	Metoda de fabricație a tablei de 1 500 × 6 000 × 10 mm placată în proporție de 15% cu oțel inoxidabil	Preț de cost estimativ	
		i, %	*p*, %
1	Metoda lingoului compus	118	110
2	Metoda prin presiune	123	115
3	Metoda sudării în baie de zgură — varianta *D*	100	100
4	Metoda sudării în baie de zgură — varianta *S*	135	129

După cum se vede, metoda sudării în baie de zgură tip *D* este cea mai avantajoasă din punctul de vedere al prețului de cost. Datorită și avantajelor tehnice însemnate, care se prevăd prin aplicarea ei, i se va acorda atenția cuvenită în cursul cercetărilor viitoare, adîncindu-se și latura metalurgică.

La experimentările de placare a țevilor de oțel carbon cu cupru și cu oțel inoxidabil s-au obținut rezultate care au permis calcularea prețurilor de cost estimative pentru procedeul tragerii la rece, și separat, pentru procedeul la cald, aplicat la un agregat ,,Stossbank''.

În figura 4 s-au sintetizat orientativ variațiile economiilor în lei realizabile prin utilizarea unei tone de țevi placate cu cupru (curba *2*) și a unei tone de țevi placate cu oțel inoxidabil (curba *1*) în locul unei tone de țevi de cupru, respectiv din oțel inoxidabil masiv, placări realizate prin tragere la rece (*K* — reprezintă raportul dintre secțiunea oțelului la bază în secțiunea metalului de placare).

Prețul de cost al țevilor placate la cald cu oțel inoxidabil, determinat pe baza metodei experimentale, este prea ridicat ; producția acestor țevi ocupă mult din capacitatea agregatului ,,Stossbank'' astfel că deocamdată acest procedeu nu poate fi recomandat pentru aplicare.

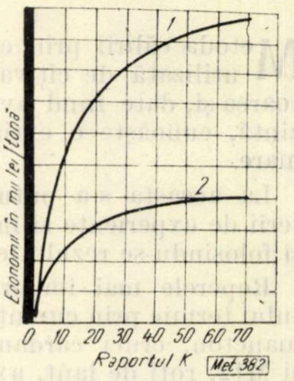


Fig. 4

Ținînd seamă de posibilitățile de utilizare a tablelor și țevilor placate și, de asemenea, de sortimentele realizabile cu procedeele experimentate, numai în domeniul industriei chimice și petroliere economiile globale realizabile la nivelul anului 1965 se rezumă în felul următor.

Numai în unităţile Ministerului Petrolului şi Industriei Chimice prin utilizarea tablelor placate cu oţel inoxidabil, în cantitate de circa 1 200 t se pot realiza economii de 19 000 000 lei/an, iar prin utilizarea ţevilor de oţel placate cu cupru şi cu oţel inoxidabil în cantitate de circa 150 t, 2 000 000 lei/an.

Executarea experimentărilor de fabricaţie a laminatelor placate la uzinele existente este, în general, posibilă; ea prezintă dificultăţi prin faptul că uzinele nu au utilaje corespunzătoare şi condiţii adecvate, pe lîngă faptul că asemenea experimentări deranjează desfăşurarea normală a producţiei curente, prin fluxuri întortochiate de material şi altele.

Fabricaţia tablelor placate este destul de complicată fiind chiar mai dificilă decît aceea a tablelor din oţel inoxidabil. De aceea, dezvoltarea producţiei laminatelor placate în condiţiile unei fabricaţii improvizate în secţiile de laminare ale uzinelor existente nu mai poate corespunde cerinţelor actuale.

Soluţionarea raţională a acestei fabricaţii, pentru a realiza cantităţi suficiente şi de calitate corespunzătoare cu cerinţele de consum viitoare, este posibilă numai în ateliere noi de pregătire şi finisare avansată, înfiinţate pe lîngă secţiile uzinelor existente sau în cadrul obiectivelor siderurgice noi.

---

[1] *Gherasimenko, I. N.* Svarka dvuhsloinoi stali c hromistîm zaşcitnîm sloem. Moscova, Maşghiz, 1962. [2] *Jaghello, N.* Laminarea ţevilor fără sudură, din oţel înalt aliat, la un laminor tip „Stossbank". În: Metalurgia şi Construcţia de Maşini, 14 nr. 5, 1962, p. 399—404. [3] *Smith, D. T.* Stainless clad plate. În: The Iron Age. 17 april 1958, p. 112. [4] * * * Toles plaquées minces. În: Les aciers fins et spéciaux français, nr. 36, julliet, 1960, p. 73.

REALIZĂRI TEHNICE

CZ 621.785.545.45 : 631.3

Extinderea aplicării tratamentului prin curenţi de inducţie la uzinele Semănătoarea

Ing. GRIGORE NICULESCU
Uzinele Semănătoarea – Bucureşti

Metoda călirii prin curenţi de inducţie este utilizată de cîţiva ani la uzinele Semănătoarea şi, date fiind avantajele pe care le prezintă, cunoaşte o extindere din ce în ce mai mare.

La aceasta s-a putut ajunge în urma unei serii de experienţe şi încercări, generalizîndu-se şi folosindu-se rezultatele cercetărilor efectuate.

Reperele mai importante supuse tratamentului termic prin curenţi de inducţie sînt : bucşe maneton, cruci cardanice, şuruburi M8, M10, şi M12, roţi de lanţ, axe diferite, cuţite şi contracuţite, în general piese din OLC45, în greutate medie de 1,5 kg destinate echipării maşinilor agricole.

Potrivit formei şi construcţiei pieselor s-a utilizat călirea simultană şi succesivă, cu sau fără rotire, cu ajutorul a două maşini de călit la frecvenţa de 8 000 Hz, alimentate de două grupuri convertizoare a cîte 100 kW.

Acest utilaj a permis extinderea metodei, mai ales datorită posibilităţii de căliri succesive (tabela 1).

Tabela 1

Anul	Piese tratate, t	Piese tratate CIF, t	Piese tratate CIF din total piese tratate, %
1959	23,1	1,255	1,80
1960	34,2	1,742	1,97
1961	96,3	2,273	4,25
1962	124,2	2,490	5,02

Pentru reperele la care această metodă a fost asimilată mai de mult se folosesc, în majoritate, inductoare inelare. Dintre acestea se menţionează inductoarele pentru capetele de şuruburi, care permit călirea simultană a capetelor pentru opt şuruburi M6 sau M8 şi patru şuruburi M12 deodată, piesele fiind aşezate în încărcătoare care se introduc şi se descarcă manual. Răcirea se face prin duş de apă dintr-un bazin separat, așezat dedesubtul buclei inductoare.

Ciclul de încălzire-răcire durează 7–8 s pentru întreg lotul de opt sau patru bucăți, iar cu inductorul folosit se realizează un randament $\eta = 0{,}85$.

Călirea unor piese plane de grosime critică. Aparatul de tăiere al combinei de siloz universale este prevăzut cu șase cuțite (fig. 1*a*) și un contracuțit (fig. 1*b*).

Tratamentul prescris impune realizarea unei durități HRC = 48–50 pe o fîșie de 30, respectiv 20 mm, în lungul tăișului.

Desigur, metoda prin care se poate rezolva această problemă este călirea succesivă, piesa defilînd în bucla inductoare.

Inițial s-a căutat realizarea tratamentului folosind un inductor cvasiinelar (fig. 2*a*). S-a constatat însă că, pe măsura înaintării progresive a piesei, deși cele două ramuri erau distanțate cu 140 mm, se încălzea întreaga masă a cuțitului, în special pe porțiunea din dreptul găurilor. Viteza de deplasare a fost de 300 mm/min (cea mai mică viteză a mașinii de acest tip). Deși pe fîșia zonală prescrisă se realiza duritatea cerută, deformările piesei, în special în planul ei, erau foarte mari, motiv care a dus la renunțarea la această formă de inductor.

S-a încercat apoi forma inductorului indicată schematic în figura 2*b*, unde masa piesei este situată în afara circuitului de conducere a curenților, iar bucla inductoare, care înconjură numai zona tăișului, este situată într-un plan inferior față de planul acestora. În același timp, întrucît materialul pieselor (inițial 41 MoC 11, ulterior 60 S2A) pretinde atingerea unei temperaturi de peste 870°C, bucla inductoare a fost îmbrăcată cu tole. Deși rezultatele au fost mai bune ca în cazul anterior, totuși acestea nu au fost pe deplin satisfăcătoare, întrucît, după un timp destul de scurt, partea superioară a tablei se încălzea la roșu, fiind situată în cîmpul magnetic al ramurilor coborîtoare spre buclă, ceea ce făcea practic imposibilă și această variantă de inductor.

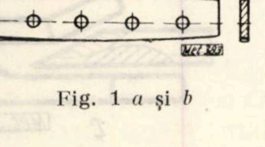


Fig. 1 *a* și *b*

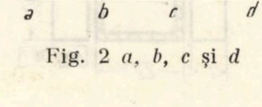


Fig. 2 *a*, *b*, *c* și *d*

În același timp, în spațiul dintre ramurile neactive ale buclei se produceau pierderi magnetice mari.

Considerîndu-se prin aproximație tăișul cuțitului drept suprafață plană, prin similitudine cu reperul pereche (contracuțit) s-a încercat, în paralel, un inductor folosind o buclă în formă de agrafă [4], avînd de asemenea tole pe porțiunea înconjurătoare a tăișului (fig. 2c și fig. 3). Calculul acestei variante de inductor a fost edificator, iar rezultatele foarte apropiate de realitate.

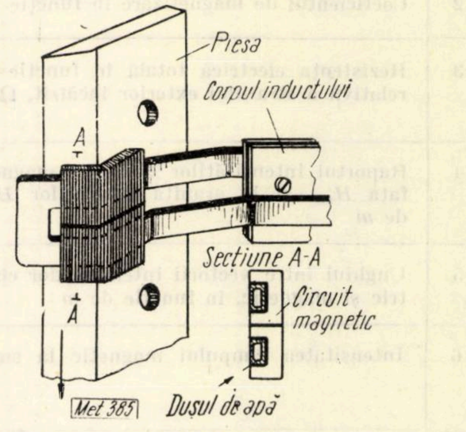


Fig. 3

Calculul rezumativ al inductorului s-a făcut ținînd seamă de indicațiile din literatură [1]. În tabelele 2 și 3 se dau cele mai importante calcule.

Datele constructive preliminare sînt următoarele : adîncimea de pătrundere $x_k = 1{,}2$ mm ; frecvența de lucru $f = 8$ kHz ; lungimea zonei de călit $l_n = 3$ cm ; interstițiul $h = 0{,}3$ cm ; puterea specifică $p_0 = 1$ kW/cm².

Bucla inductoare este confecționată din țeavă de cupru de secțiune 2,2 × 2 cm.

Se urmărește determinarea tensiunii pe inductor U_n, a curentului pe inductor I_n și a randamentului η. Dimensiunile plăcilor conductoare și inductorului sînt în funcție de cele ale mașinii de călit.

Mărimea de bază a calculelor o constituie permeabilitatea magnetică relativă μ_2. Ea se determină prin interpolare, alegînd inițial trei valori pentru adîncimea de pătrundere $m = f(kx)$, cărora le corespund coeficienții și mărimile din tabela 2.

Construind graficul μ_2' și μ_2'' (fig. 4) se determină valoarea permeabilității magnetice relative $\mu_2 = 27$ pentru o adîncime de pătrundere $m = f(kx) = -0{,}56$, în funcție de care coeficienții se corectează [1] astfel : $K = 0{,}929$; $N = 6{,}975$; $\cos\varphi = 0{,}753$.

Pornind de la aceste valori, calculele mai importante sînt date în tabela 3.

Cu această formă de inductor (fig. 2*d* și 3) s-a realizat pe o singură parte a piesei o călire satisfăcătoare, utilizînd la generator un curent de 180 A și o tensiune de 650 V cu o putere de 32 kW, un raport de transformare 1 : 15

Tabela 2

Nr. crt.	Denumirea	Notație	Valori		
1	Adîncimea de pătrundere aleasă, mm	$m = f(kx)$	$-0,4$	$-0,5$	$-0,7$
2	Coeficientul de magnetizare în funcție de inducție	μ_2'	20,5	22,7	39,5
3	Rezistența electrică totală în funcție de adîncimea relativă a stratului exterior încălzit, Ω	$k = \frac{Z_0}{Z_{01}} (kx)$	0,946	0,936	0,911
4	Raportul intensităților cîmpului magnetic la suprafața H_{me} și la granița straturilor H_{mk} în funcție de m	$N = \frac{H_{me}}{H_{mk}}$	5,690	6,860	11,600
5	Unghiul între vectorii intensităților cîmpurilor electric și magnetic, în funcție de m	$\cos\varphi$	0,741	0,749	0,765
6	Intensitatea cîmpului magnetic la suprafață, A/cm	$H_{me} = \sqrt{\frac{P_0 10^9}{1,4 \cdot k \sqrt{f} \cos\varphi}}$	3 370	3 350	3 330
7	Intensitatea cîmpului magnetic la granița dintre cele două medii, A/cm	$H_{mk} = \frac{H_{me}}{N}$	590	480	285
8	Inducția magnetică în funcție de I_m, V^{-s^2}	B	$2,05 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-4}$	$1,9 \cdot 10^{-4}$
9	Permeabilitatea magnetică relativă	$\mu_2 = \frac{10^9}{\Delta\pi} \frac{B}{H_{mk}}$	27,81	33,25	53,60

și un randament $\eta = 0,7$. Aceste rezultate au servit drept bază la continuarea încercărilor pentru stabilirea unei forme optime a buclei inductoare.

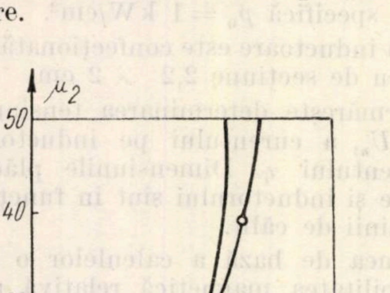


Fig. 4

Forma optimă de inductor adoptată. Dată fiind grosimea piesei (10 mm), comparabilă cu adîncimea de pătrundere a curenților la 8 kHz (6 mm pentru oțel la 800°C), rezultă (fig. 6*a*) că porțiunea înclinată a tăișului este critică pentru stratul curenților induși, aceasta anulîndu-se pe o distanță esențială a piesei [1], [5], și că folosirea tolelor la bucla inductoare nu poate avea folos practic, întrucît situate într-un cîmp de interferență a liniilor de flux magnetic provenind de la ramurile în unghi ale conductorului, se vor încălzi (distanța *d* în fig. 6*a*).

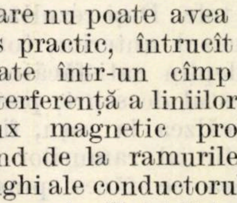


Fig. 5

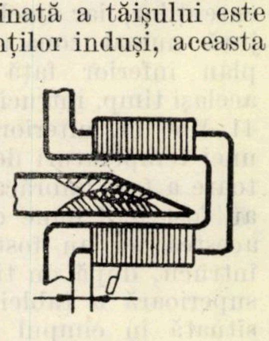


Fig. 6

Aceste inconveniente s-au corectat după experimentarea variantei (fig. 6*b*), în sensul că ramurile buclei (fig. 6*c*) au fost decalate una

Tabela 3

Nr. crt.	Denumirea mărimii	Formula de calcul	Valoarea	Observații
1	Rezistența electrică totală a stratului de încălzit, Ω	$Z_2 = 2{,}81 \cdot 10^{-6} \dfrac{l_n}{a} K \sqrt{f}$	$320 \cdot 10^{-6}$	
2	Rezistența activă a stratului de încălzit, Ω	$r_2 = Z_2 \cos\varphi$	$240 \cdot 10^{-6}$	
3	Rezistența magnetică totală a stratului încălzit, A/V^{-s}	$Z_{m2} = \dfrac{2{,}23}{K} 10^6 \dfrac{a}{l_n} \sqrt{f}$	$159 \cdot 10^6$	
	a – compusă din rezistența magnetică și	$R_{m2} = Z_{m2} \sin\varphi$	$103{,}2 \cdot 10^6$	
	b – reactanța magnetică	$X_{m2} = Z_{m2} \cos\varphi$	$119{,}7 \cdot 10^6$	
4	Fluxul magnetic în stratul de încălzit, V^{-s}	$\Phi = \dfrac{a H_{me}}{Z_{m2}}$	$46{,}6 \cdot 10^6$	
5	Lungimea sabotului circuitului magnetic, cm	$c = (0{,}2 \div 0{,}75)\, a$	1	Fig. 5
6	Rezistența activă proprie, Ω	$r_l = \rho_1 \dfrac{l_n}{a\tau_1} K_r$	$1{,}36 \cdot 10^{-6}$	$K_n = \dfrac{\tau_1}{\Delta_1} = 250 > 2$ $\Delta_1 = \dfrac{7{,}12}{\sqrt{f}} = 0{,}08$
7	Rezistența magnetică a întrefierului circuitului, A/V^{-s}	$R_{m\delta} = \dfrac{10^9}{2\pi} \dfrac{h}{C l_n}$	$15{,}95 \cdot 10^6$	
8	Rezistența, reactanța și rezistența totală magnetică a întregului circuit, A/V^{-s}.	$R_{ml} = R_{m2} + R_{mh}$	$119{,}15 \cdot 10^6$	
		$X_{ml} = X_{m2}$	$119{,}1 \cdot 10^6$	
		$Z_{ml} = \sqrt{R_{ml}^2 + X_{ml}^2}$	$163{,}8 \cdot 10^6$	
9	Intensitatea curentului din inductor, A	$I_n = \dfrac{\Phi Z_{ml}}{\sqrt{2}}$	5310	
10	Rezistența activă redusă a stratului încălzit, Ω	$r_2' = \dfrac{Z_{m2}^2}{Z_{ml}^2} r_2$	$226{,}1 \cdot 10^{-6}$	
11	Rezistența activă echivalentă a inductorului, Ω	$r_n = r_l + r_2' + r_{\text{ş}}$	740.10^{-6}	$r_{\text{ş}} = 512{,}5 \cdot 10^{-6}$ Ω este rezistența șinelor de alimentare
12	Reactanța echivalentă a inductorului, Ω	$X_n = X_l + X_2' + X_{\text{ş}}$	$6011 \cdot 10^{-6}$	$X_{\text{ş}} = 5460 \cdot 10^{-6}$ Ω idem $X_l = 0{,}945 \cdot 10^{-6}$ Ω
13	Impedanța totală a inductorului, Ω	$Z_n = \sqrt{r_n^2 + X_n^2}$	$6019 \cdot 10^{-6}$	
14	Randamentul	$\eta = r_2'/r_n$	0,71	
15	Tensiunea pe inductor, V	$U_n = Z_n I_n$	32	

față de cealaltă cu o distanță egală cu o grosime a secțiunii țevii de cupru [1]. În același timp, pentru a crea un timp mai mare de difuzare a căldurii în masa piesei, ramurile paralele cu tăișul s-au mărit cu o lungime egală cu de două ori lățimea țevii de cupru (total 80 mm).

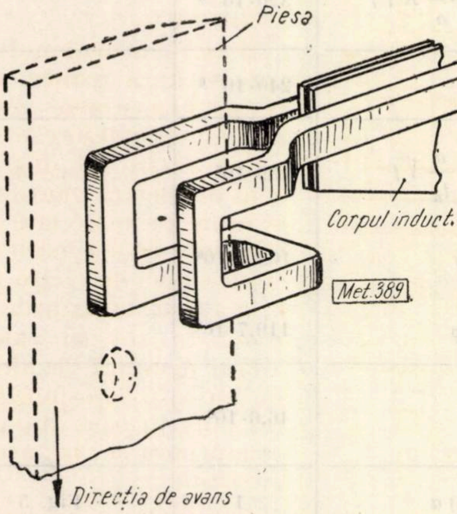


Fig. 7

Inductorul realizat (fig. 7) a asigurat încălzirea optimă pe o zonă suficient de mare, încît, pe de o parte, s-a renunțat la tole, iar pe de alta, s-a putut mări viteza de defilare a piesei pînă la 700 mm/min, mai mult decît dublul vitezei de la primele încercări. Duritatea obținută a fost de HRC = 58–62, iar durata ciclului pentru o piesă este de 40 s. Comparînd acest timp cu timpul necesar tratamentului de la baia de ulei (7 min/bucată), avantajul metodei de călire prin curenți de inducție este demonstrat.

Călirea roților de lanț. Un reper destul de frecvent în uzină sînt roțile de lanț, cu diametre între 80 și 210 mm. Prescripțiile de construcție prevăd, în general, realizarea unui strat de 1 mm și a unei durități HRC = 45–58, care se obține prin încălzirea în inductoare inelare cu o singură spiră. Roțile de lanț de diametre mici nu sînt rotite în timpul încălzirii, în schimb cele mari (în special cu diametrul de 210 mm) se suspendă între vîrfuri, pe o tijă de antrenare cu nut de pană sau știft, iar rotirea lor în timpul încălzirii se face automat.

În toate cazurile, oțelurile de cementare sau aliate au fost înlocuite cu OLC 45, iar după călirea prin inducție, piesele sînt supuse unei reveniri la 420–450°C.

Datorită tendinței curenților induși în piese de a circula pe o linie de minimă impedanță, încălzirea roților de lanț se produce întîi în zona de la baza dinților, iar vîrful acestora se încălzește prin conducție pînă la temperatura de regim stabilită.

Călirea pinioanelor conice. Unul dintre angrenajele principale ale combinei de cereale îl constituie așa-numitul grup conic, format dintr-o coroană și un pinion conic, din oțel 15CO7.

Încercări anterioare de a trata aceste repere prin inductoare inelare (îmbrăcate în tole pentru coroana dantură) nu au dat rezultate satisfăcătoare, obținîndu-se încălziri neuniforme în lungul masei dintelui, cu un pronunțat efect de margine (fig. 8).

Corectînd chiar fața interioară a inductorului, aceste rezultate nu s-au îmbunătățit. Partea mai complicată a problemei constă în faptul că modulul danturei este de 5,5, un modul critic mai ales pentru frecvența de 8 kHz de care dispune uzina. După recomandările din literatură [1], [2], [3] se reține că frecvența optimă ar fi de 15–20 kHz.

S-a ajuns la concluzia că se pot obține rezultate pozitive cu ajutorul inductoarelor fasonate [1]. La această recomandare s-a ținut seamă, în plus, și de faptul că profilul dintelui conic prezintă o masă mai mică spre vîrful pinionului decît spre bază, adică în lungul generatoarei, variația fiind însă liniară. Afară de aceasta, s-a avut în vedere și faptul că diametrele de revoluție ale conului generator sînt diferite, deci drumul curenților induși în piesă este mai mic către vîrful pinionului decît către bază, ceea ce va atrage consecința că încălzirea va începe de la vîrfurile mici ale danturii, unde și masa dinților este minimă, către bază.

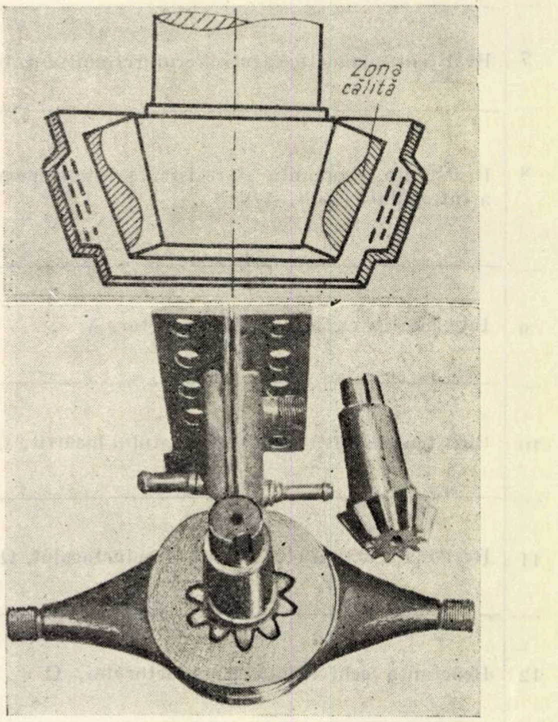


Fig. 8 și 9

Calcule aproximative destul de laborioase au dus la concluzia teoretică de a se mări interstițiul în mod progresiv, pornind de la baza danturii pe generatoare, așa încît în dreptul masei minime a dintelui să se obțină un spațiu mai mare.

Pe baza acestor considerații teoretice s-a confecționat inductorul profilat, arătat în figura 9.

La probele făcute s-a constatat că, în adevăr, încălzirea începe de la vîrful mic al danturii către bază, dar, datorită interstițiului variabil în lungul generatoarei, nu se produc supraîncălziri.

Rezultatele optime s-au obținut în urma unei încălziri cu o durată de 10,5 s și răcire sub duș de apă (piesele-martor au fost confecționate din OLC 45). Se constată o călire în toată masa dintelui, pornind uniform de la vîrf către bază, cu o structură caracteristică martensitică.

Efectul de margine obținut în cazul folosirii inductorului inelar nu s-a mai produs. Puterile consumate au fost : 60 kW pentru inductorul profilat și 75 kW pentru cel inelar.

Desigur că, folosind alte frecvențe, mai apropiate de cea optimă, stratul călit realizat cu acest inductor profilat ar fi urmărit fidel profilul. Totuși, încercarea a demonstrat că și la frecvența de 8 kHz se pot obține rezultate satisfăcătoare atunci cînt constructorul prevede un tratament termic în întreaga masă a danturii. De asemenea, durata încălzirii, de numai 10,5 s/bucată, față de durata tratamentului termic clasic la baia de ulei de 31 min/bucată, arată din nou avantajul incomparabil al utilizării metodei de călire prin curenți de inducție și amortizează rapid cheltuielile de confecționare a inductorului profilat.

Călirea în flux continuu prin metoda succesivă. În planul de colaborare cu o uzină de mecanică fină s-a pus problema călirii unor bucșe de OLC 45, de 46 mm diametru și 50 mm înălțime, al căror exterior este danturat elicoidal cu modul 1. Atît diametrul piesei, cît și modulul mic, au permis rezolvarea tratării prin curenți de inducție, folosind o buclă inductoare inelară cu o singură spiră. Puterea necesară fiind relativ mică, s-a folosit metoda de călire succesivă ; pe o tijă-suport, susținută între vîrfurile mașinii de călit, s-au așezat bucșele una peste alta ; în felul acesta, printr-o singură trecere prin spira inductorului, cuplînd și motorul pentru rotirea șirului de piese, s-a realizat o călire satisfăcătoare, pentru zece piese deodată, mai bună decît prin metoda bucată cu bucată (simultană) (fig. 10).

Folosirea a două bucle inductoare în paralel. Un reper de mare serie în uzină îl constituie crucile cardanice, ale căror capete se călesc prin inducție, realizînd un strat de circa 2 mm și o duritate HRC = 56 – 63. Acesta se obține cu un inductor inelar (fig. 11*b*), trecîndu-se fiecare capăt prin buclă. Încălzirea unui capăt de cruce cardanică durează 2 s, iar răcirea respectivă prin duș, încă 3 s sau — pentru o piesă — un total global de 60 s (inclusiv manipularea manuală).

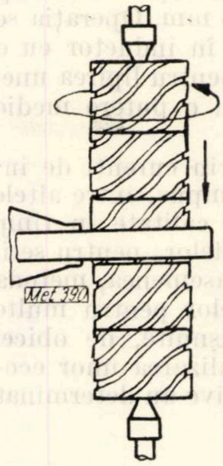


Fig. 10

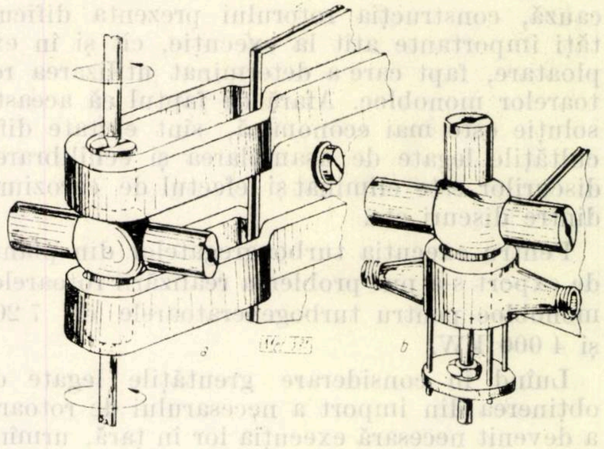
S-au făcut mai multe încercări de a reduce acest timp, una dintre acestea tinzînd să micșoreze timpul de răcire sub duș, mărind diametrul găurilor de stropire de la 1,5 la 2 mm. Cu toate că s-a mărit presiunea apei de răcire de la 3 la 4,5 at, iar găurile s-au practicat tot în șah, la 5 mm distanță, rezultatele nu au fost corespunzătoare, pînă în cele din urmă renunțîndu-se la această variantă.

Recent însă, călirea prin inducție a capetelor crucilor cardanice a căpătat o soluționare mai avantajoasă, constînd în încălzirea concomitentă a brațelor diametral opuse și răcirea sub duș.

Inductorul realizat (fig. 11*a*) folosește două bucle inelare montate în paralel, piesa fiind susținută între vîrfurile mașinii de călit și primind în același timp o rotire automată.

Prin montarea în paralel a celor două bucle inductoare, timpul total de realizare a călirii pentru o piesă, a fost redus de la 60 la circa 30 s, prin eliminarea a două manipulări, calitatea operației rămînînd aceeași.

Puterea consumată pentru fiecare capăt de cruce cardanică, în cazul folosirii inductorului arătat în figura 11*b*, era de 53 kW, în timp ce pentru inductorul cu bucle în paralel, de 50 kW, la aceeași tensiune $U = 650$ V.



a *b*

Fig. 11

Lipirea plăcuţelor dure pe scule aşchietoare. O aplicaţie obişnuită a curenţilor de inducţie o constituie şi folosirea lor pentru lipirea plăcuţelor dure pe portcuţitele aşchietoare. Dimensiunile curente sînt, pentru cuţite de strung cu latura de 16, 18 şi chiar 25 mm. Operaţia se face prin încălzire simultană în inductor cu o singură spiră. Durata medie pentru lipirea unei plăcuţe dure este de 25 s, cu o putere medie absorbită de 35 kW.

Avantajul tratamentului prin curenţi de inducţie la frecvenţa 8 Hz s-a impus, între altele prin relizarea unor căliri de calitate în timp foarte scurt, de ordinul secundelor, pentru serii destul de mari de repere. De asemenea, metoda a permis înlocuirea materialelor pentru multe repere cu oţeluri carbon obişnuite, de obicei OLC 45, ceea ce a dus la realizarea unor economii importante. Aceste motive au determinat lărgirea din ce în ce a sortimentului de piese care urmează să fie tratate prin inducţie, înlocuindu-se cu succes procedeele clasice.

Trecerea din ce în ce mai mare a mai multor repere la această metodă de tratament termic, deşi reclamă utilaj S.D.V. adecvat, în care predomină materialele neferoase, a putut fi suportată în condiţii avantajoase prin tipizarea elementelor inductoarelor şi executarea lor în serii convenabile, consumabile în intervale de timp scurte.

---

[1] *Sluhoţkii, A. E.* Induktori dlia indukţionnogo nagreva maşinostroitelnîh detalei. Moscova, Maşighiz, 1954. [2] *Lozinski, M.* Poverhnostnaia zakalka i indukţionnîi nagrev stalî Moscova, Maşghiz, 1949. [3] *Kozak, M.* Induktive Hochfrequenzerwärmung im Maschinenbau. Praga Strojexport, 1960. În : Electronique, p. 161—162. [4] * * * Chauffage et brasage par induction, 1960.

CZ 621.73: 621.313.322–81

Forjarea rotoarelor pentru turbogeneratoare

Ing. GAMALIEL MIHEŢ

Uzina Progresul–Brăila

Pînă în anul 1960, rotoarele turbogeneratoarelor fabricate la Reşiţa pentru export s-au executat cu discuri trase la cald. Din această cauză, construcţia rotorului prezenta dificultăţi importante atît la execuţie, cît şi în exploatare, fapt care a determinat utilizarea rotoarelor monobloc. Afară de faptul că această soluţie este mai economică, sînt evitate dificultăţile legate de asamblarea şi echilibrarea discurilor, este eliminat şi efectul de coroziune dintre discuri etc.

Pentru execuţia turboagregatelor din planul de export s-a pus problema realizării rotoarelor monobloc pentru turbogeneratoarele de 7 200 şi 4 000 kW.

Luînd în considerare greutăţile legate de obţinerea din import a necesarului de rotoare, a devenit necesară execuţia lor în ţară, urmînd ca forjarea şi tratamentul termic să fie realizate la forja uzinei Progresul — Brăila. Astfel, la începutul anului 1961 a fost realizată forjarea primului rotor de turbogenerator în ţară.

Avînd în vedere atît eforturile la care este supus în timpul exploatării, cît şi avariile grave pe care le poate produce în caz de defecţiune, unui rotor de turbogenerator i se cer proprietăţi mecanice foarte înalte. Astfel, rotorul unui turbogenerator de 100 000 kW are o lungime totală de 11 800 mm, cu tăblia de 1 030 mm diametrul şi 6 520 mm lungime, şi, în timpul funcţionării în sarcină se roteşte cu 3 000 rot/min, iar la încercări, cu circa 20—25% mai mult. Drept rezultat în tăblie se nasc eforturi centrifugale foarte mari care ating pe suprafaţa secţiunii longitudinale a tăbliei—40 000t, iar bobinajul, aşezat în canalele longitudinale ale tăbliei rotorului, care au în secţiune forma unui trunchi de con, creează asupra pereţilor canalelor o presiune pînă la 400 at. Asupra fusurilor rotorului acţionează eforturi alternative de încovoiere, iar asupra fusului dinspre turbină — şi eforturi de torsiune.

Caracterul complex şi mărimea eforturilor la care este supus rotorul turbogeneratorului în timpul exploatării impun realizarea unor înalte proprietăţi mecanice în direcţie longitudinală şi transversală şi a unei structuri omogene cu granulaţie fină a materialului din care este confecţionat.

Astfel, valorile minime ale caracteristicilor mecanice longitudinale, tangențiale și radiale cerute pentru rotoarele turbogeneratoarelor de 4 000 și 7 200 kW sînt :

	Longitudinale	Tangențiale și radiale
σ_r, kgf/mm^2	70	55
σ_c, kgf/mm^2	45	35
δ_5, %	17	15
ψ, %	40	30
K, kgfm/cm^2	6	5

De asemenea, se cere ca proprietățile magnetice ale materialului să fie cît mai uniforme în toată masa rotorului.

Obținerea valorilor impuse ale caracteristicilor mecanice și magnetice este condiționată de întregul proces tehnologic de execuție aplicat. Din această cauză, după cum a reieșit și la Conferința internațională a specialiștilor în prelucrarea metalelor prin deformare plastică, care a avut loc la Terni (Italia) în septembrie 1961, fabricația rotoarelor pentru turbogeneratoare și turbine constituie unul dintre cele mai grele și dificile domenii ale fabricației de piese forjate.

În prezent, la forja uzinei Progresul este asimilată forjarea rotoarelor monobloc pentru turbogeneratoarele de 4 000 și 7 200 kW.

În cele ce urmează se prezintă procesul tehnologic de forjare și tratament termic al rotorului turbogeneratorului de 4 000 kW și principalele considerații care au stat la baza elaborării lui.

Alegerea materialului. Asupra analizei chimice a oțelurilor folosite pentru execuția rotoarelor nu există o părere unanimă. Astfel, în timp ce în U.R.S.S., R. S. Cehoslovacă, R.F.G. și Italia sînt utilizate oțelurile Ni-Cr-Mo și Ni-Cr-Mo-V, în Anglia sînt preferate oțelurile Cr-Mo. O alegere definitivă nu se poate face, dar, pe baza celor mai recente cercetări, se poate exprima părerea că sînt de preferat oțelurile fără Ni.

Pentru execuția rotoarelor turbogeneratoarelor de 4 000 și 7 200 kW, la uzina Progresul se folosește un oțel fără Ni, elaborat în cuptorul electric, cu : 0,28–0,35%C ; 0,17–0,37% Si ; 0,60–0,80 Mn ; 1,00–1,30% Cr ; 0,35–0,50% Mo ; 0,10 – 0,20% V ; maximum 0,035% S ; maximum 0,035% P și maximum 0,30 % Cu.

Procesul tehnologic de forjare. Piesa forjată, prevăzută cu adaosurile de prelucrare și adaosurile necesare pentru probe, este prezentată în figura 1.

După cum se vede din această figură, de pe capetele tăbliei se vor îndepărta, prin prelucrare mecanică, cantități apreciabile de material. Astfel, în aceste porțiuni, fusurile vor avea un grad de forjare diferit față de rest, și anume egal cu gradul de forjare al tăbliei ; din această cauză, aceste porțiuni sînt cele mai periculoase din punctul de vedere al posibilității ruperii rotorului.

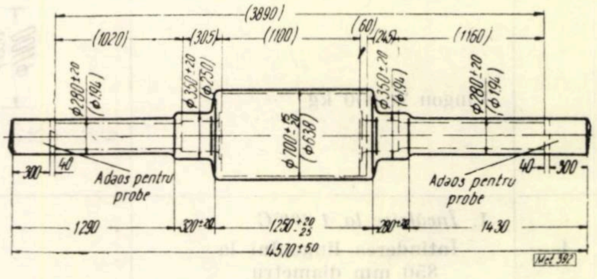


Fig. 1

Pentru reducerea la minimum a acestui inconvenient s-a prevăzut o singură coroană pentru probe mecanice, și anume la capătul tăbliei dinspre excitatrice, acest fus fiind mai puțin solicitat în comparație cu fusul dinspre turbină (schema tehnologică din tabela 1).

În prezent, atît metodele de forjare, cît și caracterul și volumul verificărilor de control și recepție ale rotoarelor diferă de la o țară la alta și chiar de la o uzină la alta.

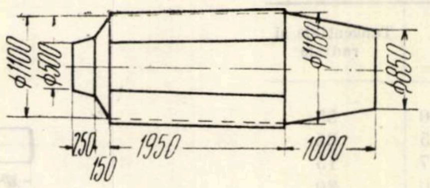
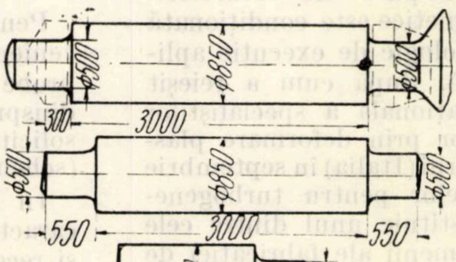
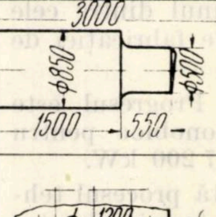
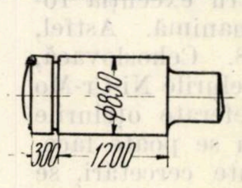
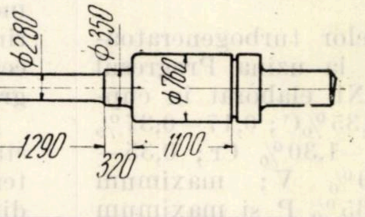
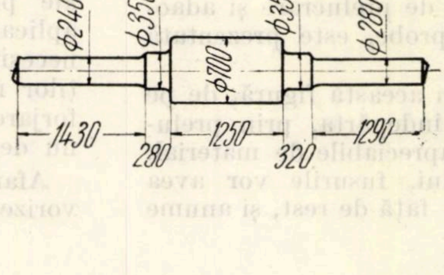
Nu există o părere unanimă nici în ceea ce privește valoarea coroiajului de forjare, deși se pare că diversitatea de păreri se datorește în primul rînd faptului că nu toate uzinele dispun de aceleași utilaje de forjare. Astfel, în lipsa unei prese de mare putere, necesară pentru operația de refulare a lingourilor, se merge pe linia utilizării unui lingou de pornire cu un diametru al secțiunii mai mare, suficient pentru realizarea unui grad de forjare care să asigure obținerea proprietăților mecanice cerute pe toată secțiunea piesei, inclusiv în centrul ei. În cazul aplicării unei tehnologii fără de refulare, se recomandă realizarea unui grad de forjare cu valoarea cuprinsă între 3 și 4,5 (la tăblie).

În cazul folosirii operației de refulare intermediară, valoarea coroiajului realizat prin întinderea ulterioară după recomandările uzinelor cehoslovace trebuie să fie de minimum 3, iar gradul de refulare de minimum 2.

Cercetări recente întreprinse în U.R.S.S. au stabilit că includerea operației de refulare intermediară în tehnologia de forjare este condiționată de proprietățile care se cer piesei forjate în ceea ce privește macrostructura, transparența ultrasonică și proprietățile mecanice ale piesei în direcție transversală, deoarece aplicarea operației de refulare este dictată de necesitatea micșorării anizotropiei proprietăților mecanice, cu condiția însă ca gradul de forjare realizat prin întinderea ulterioară să nu depășească valoarea 3.

Afară de aceasta, refularea intermediară favorizează obținerea unei structuri omogene

Tabela 1

Nr. Operației	Numărul caldului și denumirea operației	Schița	Sculele folosite
	Lingou 20 000 kg		
1	I. *Încălzire la 1 200°C* Întinderea lingoului la 850 mm diametru.		Nicovale plane.
2 3 4	II. *Încălzire la 1 200°C* Văluirea și întinderea capetelor de prindere la 500 mm diametru. Șutarea maselotei și piciorului lingoului. Debitarea blocului în două jumătăți.		Văluitor, nicovală inferioară profilată, nicovală superioară plană, topor.
5	III. *Încălzire la 1 250°C* Refularea la $H = 750$ mm.		Placă de refulare inferioară și superioară.
6 7	IV. *Încălzire la 1 200°C* Întinderea la 850 mm diametru cu trecere prin secțiune pătrată 900 × 900 mm. Văluirea capătului rotorului.		Nicovale plane, văluitor.
8 9 10	V. *Încălzire la 1 150°C* Întinderea la dimensiuni a capătului opus capătului de prindere. Retezarea plusului de material. Forjarea tăbliei la 760 mm diametru. Văluirea tăbliei rotorului.		Nicovale plane și profilate, văluitor.
11 12 13	VI. *Încălzire la 950—1 000°C* Întinderea capătului al doilea la dimensiuni. Retezarea plusului de material. Finisarea tăbliei la dimensiuni. Îndreptarea, controlul și poansonarea, încărcarea în stare caldă în cuptorul groapă pentru tratament termic.		Nicovale plane și profilate, platou.

φ1000
φ500
φ1180
φ850
250
150
1950
1000
φ500
φ850
φ500
300
3000
550
3000
550
1500
550
φ~1200
750
φ850
300
1200
φ280
φ350
φ760
1290
320
1100
φ240
φ350
φ700
φ350
φ280
1430
280
1250
320
1290

cu granulație fină pe toată secțiunea și mărește transparența ultrasonică a piesei forjate.

După cum a reieșit la Conferința științifică a specialiștilor în prelucrarea metalelor prin presiune, ținută în anul 1962 în R.D.G., defecțiunile interne ale lingoului se accentuează în cazul folosirii refulării intermediare cu un grad de refulare mic. Pentru îmbunătățirea forjării straturilor centrale ale lingoului, gradul de refulare trebuie să fie de 2,2—2,0.

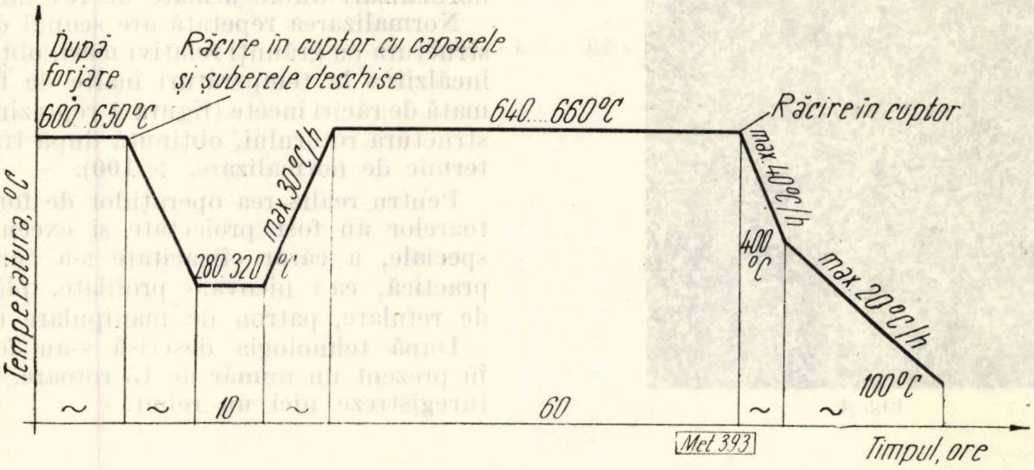


Fig. 2

Greutatea lingoului și dimensiunile blocului și semifabricatului refulat s-au stabilit pentru obținerea unui grad de refulare de 2,0 și a unui grad de forjare de 3,0 la tăblie, și circa 11 și respectiv 16 la fusuri. Gradul de forjare realizat la fusuri mărește anizotropia proprietăților mecanice, ceea ce, de altfel, este admisibil întrucît fusurile rotorului sînt supuse în principiu eforturilor de încovoiere și torsiune.

Prin instrucțiunile tehnologice întocmite s-a stabilit ca întinderea lingoului să se facă de la mijloc spre capete pentru scoaterea în șutaje a defectelor metalurgice ale lingoului, iar întinderea semifabricatului după refulare să se facă în bramă cu secțiune pătrată deoarece această schemă asigură o deformație mai profundă a straturilor centrale și un grad mai înalt de sudare al defectelor interne ale lingoului în comparație cu schema „rotund-rotund".

Temperaturile de încălzire a lingoului și semifabricatului s-au stabilit în funcție de gradul de deformare la care este supus metalul în cursul operației respective, astfel încît, pentru operațiile însoțite de un grad mare de forjare, încălzirea s-a făcut la temperatura pînă la 1 250°C, iar pentru operațiile de finisare cu un volum mai mic de lucrări încălzirea s-a făcut pînă la maximum 1 000 °C.

Aceasta a permis realizarea operației de refulare la presa de 2 500 t în condiții optime dînd totodată posibilitatea obținerii unei structuri omogene, cu granulație fină, prin executarea operației de finisare a tăbliei la temperaturi scăzute.

O atenție deosebită s-a dat regimului mecanic de forjare, și anume : valorii avansului relativ de forjare $\frac{l}{d}$, formei și lățimii nicovalelor etc.

Pentru prevenirea apariției fulgilor și eliminarea tensiunilor interne piesa este supusă după forjare unui tratament termic special (fig. 2).

Tratamentul termic. Divergențe mari între părerile specialiștilor se observă și în problema tratamentului termic al rotoarelor și, în special, al tratamentului termic final.

Cercetări recente au stabilit că, în timpul călirii, în corpul rotorului se nasc presiuni enorme direct proporționale cu dimensiunea secțiunii rotorului, capabile să deformeze și chiar să închidă o gaură axială cu diametrul de 36 mm.

Aceste suprapresiuni favorizează apariția fisurilor de călire și mărește posibilitatea de rebutare a rotoarelor prin mărirea numărului și dimensiunilor defectelor existente în semifabricatul rotorului, înainte de tratamentul termic.

Pentru evitarea acestor inconveniente s-au făcut încercări spre a se stabili posibilitatea înlocuirii operației de călire cu normalizarea.

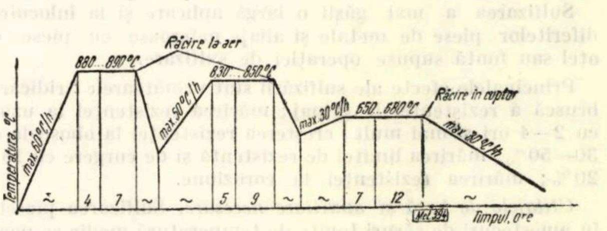


Fig. 3

Rezultatele obținute la uzina Progresul confirmă posibilitatea înlocuirii călirii rotoarelor cu operația de normalizare, fapt important deoarece, în acest caz — pentru rotoarele de dimensiuni mici și mijlocii și mai ales în cazul cînd zona axială a rotorului nu prezintă defecte — execuția găurii axiale nu este absolut necesară.

Afară de aceasta, tratamentul termic de normalizare îmbunătăţeşte coeficientul de izotropie :

$$n = \frac{1}{2}\left(\frac{\Psi_t}{\Psi_L} + \frac{K_t}{K_L}\right),$$

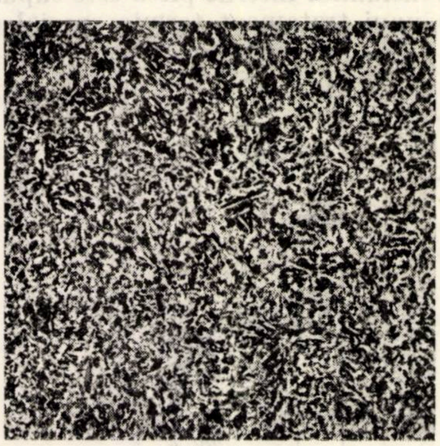


Fig. 4

în care : Ψ_t ; K_t sînt stricţiunea şi rezilienţa, determinate pe epruvete transversale ; Ψ_L ; K_L — stricţiunea şi rezilienţa, determinate pe erpuvete longitudinale. În cazul normalizării valoarea lui n este 0,85—0,95.

După prelucrarea mecanică de eboşare şi controlul ultrasonic, rotorul este supus unei normalizări duble urmate de revenire (fig. 3).

Normalizarea repetată are scopul de a finisa structura cu grăunţi relativi mari, obţinută prin încălzirea la temperaturi înalte de forjare urmată de răciri încete (figura 4 reprezintă microstructura rotorului, obţinută după tratamentul termic de normalizare, ×100).

Pentru realizarea operaţiilor de forjare a rotoarelor au fost proiectate şi executate scule speciale, a căror eficacitate s-a confirmat în practică, ca : nicovale profilate, plăci sferice de refulare, patron de manipulare etc.

După tehnologia descrisă s-au forjat pînă în prezent un număr de 15 rotoare, fără să se înregistreze nici un rebut.

CZ 621.785.5

Tehnologia aplicării procedeului de sulfizare

Ing. GHEORGHE SUCEVEANU

Institutul de studii, cercetări şi proiectări tehnologice pentru industria constructoare de maşini şi utilaje şi industria electrotehnică I.T.C.M.E.

Sulfizarea este procedeul termochimic de îmbogăţire în sulf, azot şi carbon a suprafeţei pieselor de oţel sau fontă. Sulfizarea conferă pieselor o rezistenţă mărită la gripaj şi uzură datorită prezenţei în stratul superficial a sulfurilor, nitrurilor şi carbonitrurilor de fier. Procedeul este eficient în special pentru mărirea rezistenţei la gripaj şi uzură a pieselor care lucrează în condiţii de ungere limită, frecare semilichidă sau uscată, în care caz uzura se reduce de 2—4 ori. De asemenea, cresc rezistenţa la oboseală cu 30—50 %, limita de rezistenţă la rupere şi limita de curgere cu 15—20 % şi rezistenţa la coroziune, datorită prezenţei nitrurilor şi carbonitrurilor în stratul sulfizat [1].

Sulfizarea a mai găsit o largă aplicare şi la înlocuirea diferitelor piese de metale şi aliaje neferoase cu piese de oţel sau fontă supuse operaţiei de sulfizare.

Principalele efecte ale sulfizării sînt următoarele : ridicarea bruscă a rezistenţei la gripaj ; mărirea rezistenţei la uzură cu 2—4 ori şi mai mult ; creşterea rezistenţei la oboseală cu 30—50 % ; mărirea limitei de rezistenţă şi de curgere cu 15—20 % ; mărirea rezistenţei la coroziune.

Utilajele de bază şi auxiliare necesare. Sulfizarea pieselor în amestecuri de săruri topite de temperatură medie se poate executa în băi de săruri încălzite cu flacără sau pe cale electrică, capabile să realizeze o temperatură de minimum 600°C şi uniformă în toată masa de săruri topite.

Baia de săruri va trebui să fie prevăzută cu un termocuplu Fe-K sau, în lipsa acestuia, de Ni-Ni-Cr sau cromelalumel pe cale electrică, capabile să realizeze o temperatură de minimum 600°C şi uniformă în toată masa de săruri topite.

Baia de sare trebuie să fie dotată cu un sistem de ventilare care să funcţioneze în bune condiţii ; hota de absorbţie a vaporilor emanaţi din baie trebuie să fie prevăzută cu o uşă glisantă în partea sa frontală, care să permită închiderea hotei atunci cînd nu se încarcă sau se descarcă creuzetul de piese sau de săruri. Este recomandabil ca uşa să fie dotată cu un vizor care să permită observarea suprafeţei băii în timpul lucrului, fără a mai fi necesară deschiderea uşii.

Creuzetul băii de săruri va fi executat fie prin turnare din oţel sau fontă, fie din tablă de oţel sudată, în care caz creuzetul se execută mai uşor, este mai ieftin, are o greutate mai mică şi se manipulează mai comod. Grosimea peretelui creuzetului poate fi de 8 ± 2 mm, în funcţie de capacitatea sa. Pentru o capacitate sub 25 l, grosimea creuzetului poate fi coborîtă sub limita inferioară (pînă la 6 mm), întrucît amestecurile de săruri nu corodează, iar la temperaturile la care are loc procesul de sulfizare, oxidarea exterioară a creuzetului este neînsemnată. La capacităţi de peste 25 l, creuzetele vor avea o grosime a peretelui de peste 8 mm. În cazul în care acestea se execută din tablă de oţel, materialul recomandat este oţelul carbon obişnuit laminat la cald (STAS 505—55 şi 4370—49) ; nu se recomandă utilizarea oţelurilor cu nichel [3].

În ceea ce priveşte dimensiunile creuzetului, ele se stabilesc în funcţie de capacitatea de încălzire a băii şi de necesităţile de lucru (productivitate, dimensiunile pieselor de sulfizat etc.). Se recomandă ataşarea la creuzet a unui capac uşor de manipulat (eventual chiar din afara hotei), care să separe mediul lichid al băilor de atmosferă ; în lipsa acestuia, suprafaţa băii topite va fi obligatoriu acoperită cu un strat protector de grafit în stare de fulgi. Durabilitatea de exploatare a unei băi de sulfizare este direct legată şi de protecţia suprafeţei acesteia împotriva oxidării şi carbonatării la contactul cu mediul exterior.

Baia va fi de asemenea dotată cu un dispozitiv de agitare a pieselor sau a topiturii din creuzet, în scopul de a se realiza contactul permanent al pieselor cu topitura activă, proaspătă.

În afara băii de sulfizare propriu-zise, realizarea sulfizării pieselor mai comportă unele utilaje auxiliare, aşezate în apropierea băii de sulfizare, ca : o baie de aer sau un cuptor pentru preîncălzirea şarjei de piese destinate sulfizării, care să realizeze o temperatură de 300—350°C ; în cazul unor şarje mici şi al unei producţii scăzute, preîncălzirea se poate executa şi pe marginea băilor de sulfizare, dacă lipsesc utilajele auxiliare necesare acestui scop.

Pentru degresarea premergătoare preîncălzirii mai este necesară o baie de degresare încălzită corespunzător.

Pentru spălarea sărurilor care aderă pe piese în timpul sulfizării este necesar un bazin de apă fierbinte, iar alături de acesta, un bazin de neutralizare a apelor de spălare. Dimensiunile şi capacitatea utilajelor auxiliare se iau în funcţie de încărcarea utilajului principal, frecvenţa şarjelor, forma şi dimensiunile şarjelor etc. În cazul cînd piesele se depozitează un timp îndelungat înainte de montare, mai este necesară o baie de ulei pentru conservare ; în caz contrar, piesele sulfizate mai cer doar o şaibă de sîrmă fină pentru perierea finală.

Pregătirea topiturii. Pentru sulfizarea pieselor din fontă sau oţel în săruri topite la temperatură medie se recomandă următoarele trei compoziţii de băi arătate în tabela 1 (baia nr. 2 *a* se consideră o variantă a băii nr. 2, în cazul în care s-ar utiliza, ca sare de sulf, tiosulfatul în locul sulfitului).

În cazul băii nr. 1, de tipul 95/5 (95% NaCN şi 5% $Na_2 SO_3$), cele două săruri uscate în prealabil la 100—120°C, timp de 10—15 min, se cîntăresc separat în cantităţile dorite şi conform proporţiei de mai sus ; apoi se introduce NaCN în creuzetul cald şi se topeşte, fără a se depăşi temperatura de 600°C, peste care vaporizarea şi oxidarea sării este accentuată. După topirea NaCN, se adaugă în porţii mici Na_2SO_3 agitîndu-se în continuu baia. Cînd s-a obţinut o topitură omogenă, baia este bună de a fi exploatată. Se închide capacul sau, în lipsa acestuia, se acoperă cu un strat de 2—3 mm grosime de grafit în fulgi.

Tabela 1

Băile de săruri topite recomandate pentru sulfizarea pieselor din oţel sau fontă la temperaturi de 550 — 600°C [1, 2]

Nr. băii	Timpul băii	Compoziţia chimică, în %						
		NaCN	K_4Fe (CN)	CON_2H_4	Na_2SO_3	$Na_2S_2O_3$	NaOH	Na_2CO_3
1	95/5	95	—	—	5	—	—	—
2	70/15/15	—	70	—	15	—	15	—
2a	75/13/12	—	75	—	—	12	1	—
3	55/45/8	—	—	55	8	—	—	45

În cazul cînd Na_2SO_3 nu este anhidru, calculul proporţiei se va face ţinînd seamă de numărul de molecule de apă adiţionate în molecula de Na_2SO_3 ($7 H_2O$).

În cazul băilor nr. 2, 2 *a*, de tipul 70/15/15 şi respectiv 75/13/12, avînd compoziţiile chimice de 70% $K_4Fe(CN_6)$ 15% NaOH şi 15% Na_2SO_3 şi respectiv de 75% K_4Fe (CN_6) 13% NaOH şi 12% $Na_2S_3O_3$ se procedează în modul următor :

După uscarea şi cîntărirea sărurilor, se amestecă $K_4Fe(CN_6)$ cu NaOH, se încarcă în creuzetul uşor încălzit şi se ridică temperatura ; este indicat ca pentru accelerarea topirii, amestecul celor două săruri să se taseze uşor. După topire se introduce în baie $Na_8So_3(Na_2S_2O_3)$ în porţii mici, amestecîndu-se. Cînd s-a obţinut topirea completă, se închide capacul sau se acoperă cu fulgi de grafit suprafaţa băii, într-un strat de 2—3 mm grosime. În acest mod, baia este bună pentru exploatare, ea păstrîndu-se la o temperatură de 10—20°C deasupra temperaturii de lucru (570°C).

În cazul utilizării băii de tipul 55/45/8, se procedează în modul arătat mai jos :

Se cîntăreşte o cantitate dublă decît cea necesară, de amestec de CON_2H_4 şi Na_2CO_3 în stare uscată ; se încarcă în creuzetul cald şi se ridică uşor temperatura pînă la 350—380°C. Are loc descompunerea sărurilor, degajarea substanţelor volatile, iar în creuzet rămîne jumătate din greutatea cîntărită, de data aceasta de KCN. Se aduce la temperatura de lucru sau cu 10—20°C mai sus şi se adaugă sulfitul uscat în porţii mici, amestecîndu-se. Se adaugă grafit fulgi într-un strat de circa 2—3 mm. În această stare, baia este bună pentru exploatare.

Pregătirea pieselor. Înaintea introducerii în baia de sulfizare, piesele prelucrate mecanic sînt obligatoriu degresate în una din cele două soluţii apoase : a) 50—100 g/l NaOH ; 4—6 g/l sticlă solubilă ; b) 65—75 g/l Na_3PO_4 ; 40—50 g/l Na_2CO_3.

Temperatura soluţiilor trebuie să fie de 80—95°C, iar durata de menţinere de 10—15 min.

În cazul în care piesele au fost în prealabil conservate cu ulei, vaselină etc., înainte de degresare în una din băile de mai sus, ele vor fi întîi introduse în benzină sau în alt solvent.

Piesele se aşază apoi pe dispozitive adecvate formei lor şi dimensiunilor creuzetului băii. Dispozitivele trebuie astfel alese încît piesele în baie să stea lejer şi în asemenea poziţii încît să nu se deformeze la încălzire (de exemplu, un ax va sta agăţat în poziţie verticală).

Preîncălzirea pieselor se poate realiza într-un cuptor de revenire, într-o baie de aer etc. În lipsa acestora, preîncălzirea se face pe marginea cuptorului băii de sulfizare. Temperatura de preîncălzire trebuie să fie de 250—350°C, iar durata de 30—45 min, în funcţie de grosimea pieselor.

Sulfizarea pieselor. Piesele preîncălzite sînt introduse în baia de săruri topite avînd temperatura de 570° ± 10°C, care este temperatura corectă de sulfizare în astfel de medii. Sub temperatura de 550°C, efectul sulfizării este neînsemnat şi baia îşi pierde fluiditatea, iar peste temperatura de 600°C, metalul pieselor se oxidează, iar sărurile încep să se descompună, degajînd cantităţi însemnate de vapori.

Durata de sulfizare este de 2—4 ore. Durata se consideră din momentul introducerii pieselor pînă în momentul scoaterii lor din baia de sare. Durata se va alege spre limita superioară numai în anumite cazuri severe de lucru al pieselor în exploatare (gripaj şi uzură mare) ; altfel ea coboară spre limita inferioară.

În timpul sulfizării, baia sau piesele din baie vor fi agitate. O agitare a şarjei pe verticală, pe o înălţime de circa 100 mm, cu cîteva curse pe minut, este suficientă.

Suprafaţa băii trebuie curăţată zilnic de spuma uşoară care se formează şi apoi se acoperă cu stratul de grafit ; de asemenea, se va curăţa zilnic, cu dispozitive adecvate, şlamul depus pe fundul băii. În caz contrar, se formează cupluri electrochimice la cald, care corodează şi sparg prematur creuzetul.

Culoarea băii la temeperatura de 570° ± 10°C este roşie-vişinie.

Curăţarea după sulfizare. După sulfizare, piesele se scot uşor din baie, se scurg deasupra băii de resturile de sare lichidă antrenată şi apoi se răcesc pe sol sau pe o tablă curată, la aer liniştit, pînă ce temperatura pieselor a scăzut sub 100°C. Unele piese din fontă sau din oţel nealiat, cu forme geometrice simple şi puţin pretenţioase, se pot răci în apă rece chiar de la 400—300°C.

Întrucît pe piese mai rămîne o cantitate oarecare de sare, aceasta se elimină prin spălare în apă fierbinte la temperatura de peste 90°C ; durata acestei operaţii este în funcţie de cantitatea sării aderate la piese şi de complexitatea constructivă a acestora. În general, durata nu depăşeşte 15 min dacă apa este agitată prin fierbere.

Urmează apoi perierea pieselor la perii de sîrmă pentru a elimina de pe suprafaţa lor pulberea de plombagină. În urma perierii, piesele de oţel şi mai ales cele de fontă devin cenuşiu-strălucitoare.

În cazul în care piesele sulfizate se păstrează un timp mai îndelungat înainte de montaj, ele vor fi protejate cu un film de ulei ; aceasta se obţine prin imersarea lor în ulei fierbinte la temperatura de 120—135°C şi menţinerea timp de 5—10 min, după care se scurg şi se depozitează.

Controlul şi reîmprospătarea băii. În mod normal, analiza chimică a compoziţiei băii de sulfizare constituie metoda de control atît al băii de sare propriu-zise, cît şi al eficienţei procedeului asupra pieselor supuse sulfizării. Analiza băii de sulfizare se va efectua din 8 în 8 ore de lucru neîntrerupt al băii.

Sarea de probă se ia din baia topită în modul următor : după amestecarea topiturii, se introduce o bară de oţel curată şi rece ; la scoaterea din baie, pe această bară s-a depus o cantitate de sare suficientă pentru analiză şi care apoi se cojeşte uşor de pe suprafaţa barei.

În cazul băii de tip 95/5, analiza chimică trebuie să indice un conţinut de NaCN de minimum 8% şi de Na_2S de minimum 1,5%. Reîmprospătarea acestei băi se face adăugînd cantităţile de NaCN şi Na_2SO_3, necesare realizării compoziţiei normale a băii.

În cazul băilor de tip 70/15/15, 75/13/12 şi 55/45/8, analiza chimică trebuie să indice un conţinut în CN^- de minimum 5%, un conţinut în CNO de minimum 18 % şi un conţinut de S^{-2} de 0,2%. Reîmprospătarea se face adăugînd cantitatea de amestec de săruri necesară, calculată pentru a se atinge compoziţia iniţială ; parctic, în multe cazuri se pot reîmprospăta aceste băi, adăugînd la fiecare şarjă de piese, amestec proaspăt de săruri în cantitate de 3—5% din cantitatea totală de săruri topite din creuzet. Datorită faptului că sulful este elementul care se consumă cel mai rapid, se recomandă ca adaosul de sulfit să fie majorat de fiecare dată cu pînă la 50%.

În cazul în care există condiţiile necesare, întreprinderile pot completa controlul sulfizării pieselor prin mijloace metalografice sau prin determinarea rezistenţei la gripaj şi uzură prin frecarea unor epruvete sulfizate (ca probe martor), comparînd-se cu epruvete similare nesulfizate.

Pentru controlul metalografic, în baia de sulfizare se va introduce o probă martor dintr-un oţel carbon cu structură feritică (OLC10, OLC15 etc.) care, după răcire şi spălare, se va încălzi la temperatura de 300°C timp de o oră. Se şlefuieşte apoi cu grijă pentru a evita rotunjirea muchiilor şi se atacă cu o soluţie de picral 3% în alcool etilic, timp de 10 min prin frecare, sau într-o soluţie de $FeCl_3$ în HCl concentrat (un gram $FeCl_3$ la 8,4 cm^3 HCl concentrat şi 20 cm^3 apă distilată), timp de 10 s. Se fac observaţiile şi măsurătorile metalografice necesare.

O metodă simplă şi foarte rapidă este determinarea prezenţei sulfului pe baza amprentei Baumann (STAS 4203—53). Pentru aceasta se procedează în felul următor : se prepară o soluţie de 4% H_2SO_4 şi o bucată de hîrtie de fotocopiat mai puţin sensibilă, se înmoaie hîrtia în soluţie, se aplică pe probă 5 min, se presează şi apoi se ia de pe probă ; proba se spală apoi în apă şi se fixează în fixator fotografic. Prezenţa sulfului la marginea probei de oţel este indicată de o dungă neagră-cafenie.

Se dau mai jos cele mai indicate metode de analiză chimică utilizate la băile de sulfizare de unele institute şi uzine din Uniunea Sovietică.

Analiza chimică a băii de tip 95/5. Principiul metodei determinării cianurii ca NaCN constă în aceea că $AgNO_3$ formează cu soluţiile apoase ale cianurilor alcaline sau alcalinopămîntoase o sare dublă solubilă :

$$AgNO_3 + NaCN = NaAg\,(CN)_2 + NaNO_3\,;$$

$$NaAg\,(CN)_2 + AgNO_3 = 2\,AgCN + NaNO_3.$$

Reacţia totală este : $2\ NaCN + 2\ AgNO_3 = 2\,AgNC + 2\ NaNO_3$. Titrarea trebuie să se facă în soluţie în prezenţa indicatorului KI, care formează cu excesul de Ag o tulbureală opalescentă instabilă, de culoare galbenă, care nu este solubilă în hidroxizi alcalini şi amoniac, şi care arată sfîrşitul titrării. Înaintea titrării, sulfurile alcaline trebuie eliminate, deoarece cea mai mică cantitate de sulfuri în timpul titrării formează Ag_2S, care dă o culoare galbenă sau cafenie soluţiei de cercetat, ceea ce împiedică să se vadă sfîrşitul titrării. Sînt necesari următorii reactivi : $AgNO_3$ soluţie $n/10$; NH_3 25% ; KI soluţie $n/10$; $PbCO_3$ proaspăt precipitat.

Se pregăteşte o soluţie apoasă naturală de $Pb\,(NO_3)_2$, se adaugă 2 — 3 picături de fenolftaleină şi o soluţie saturată de Na_2CO_3 ; se amestecă cu o baghetă pînă la nuanţa de roz deschis ; se lasă soluţia să se decanteze pînă la limpezire ; se spală prin decantare precipitatul pînă la culoarea roz.

Se cîntăresc într-o fiolă de cîntărire circa 5 g de sare de analizat, se macină într-un mojar de porţelan, sarea fiind în prealabil umectată. Această pastă se pune într-un balon cotat de 250 ml, spălînd cu apă mojarul de porţelan. Se agită pentru o mai bună dizolvare a sării, se adaugă circa 10 ml pastă de $Pb\,(CO_3)$, se aduce la semn balonul cu apă, se amestecă soluţia bine de cîteva ori, se filtrează printr-un filtru uscat într-un balon de 100 ml tot pînă la semn. În prealabil, se clăteşte balonul cu primele porţiuni de filtrat. Soluţia filtrată se pune într-un vas Erlenmayer de 300—400 ml, se mai adaugă 2 ml NH_3 25% şi 4 picături de soluţie de KI 10% ; balonul se aşază pe o suprafaţă neagră şi se titrează cu soluţie de $AgNO_3$ $n/10$ pînă la apariţia unei tulbureli opalescente care nu dispare :

$$NaCN = \frac{a \times k \times 0{,}0098 \times 100}{n},$$

în care : a este cantitatea de soluţie de $AgNO_3$ $n/10$ folosită la titrare, ml ; k — factorul de normalitate a $AgNO_3$; n — cantitatea de sare pentru analiză în g şi 0,0098 este titrul soluţiei de $AgNO_3\left(\frac{5 \times 100}{250} = 2\ g\right)$.

Cantitatea de 1 g de sare se dizolvă în apă ; se adaugă nitroprusiat de sodiu şi se titrează cu o soluţie de I_2 $n/10$ pînă la dispariţia culorii roz.

Calculul : $\%Na_2S = 0{,}39 \times a$, în care : a este cantitatea de soluţie de I_2 utilizată, ml ; 0,39 — factorul de transformare a soluţiei I_2 $n/10$ în Na_2S.

Se dizolvă un gram de sare în 50 ml de apă. Precipitatul insolubil se filtrează şi se spală cu apă. În filtrat se mai adaugă cîteva firicele de pulbere de nitroprusiat de sodiu ($Na[Fe\ (CN)_5NO]\ 2H_2O$). Apare o culoare roz intensă. Soluţia se titrează cu o soluţie de iod $n/10$ pînă la dispariţia completă a culorii roz. Un mililitru de soluţie de I_2 $n/10$ corespunde la 0,0016 g de sulf din monosulfură.

Analiza chimică a băilor de tip 70/15/15 şi de tip 55/45/8. Conţinutul de cianură (exprimată în CN^-) se determină prin titrare cu $AgNO_3$, în prezenţa KI ca indicator ; soluţia în care se determină ionul CN^- trebuie să fie neutră sau slab alcalină.

Înainte de determinarea cianurilor este necesar să se separe sulfurile, deoarece acestea ar împiedica ulterior titrarea cu $AgNO_3$. Sînt necesare următoarele soluţii : $AgNO_3$ soluţie $n/10$; $Pb\,(CH_3COO)_2$ soluţie 5% ; KI soluţie 10%.

Determinarea. Se iau două grame din proba medie, pisată în prealabil în mojar ; această cantitate se dizolvă în circa 30—40 ml de apă. În urma dizolvării, soluţia se toarnă împreună cu precipitatul negru insolubil într-un balon cotat de 250 ml, se spală de patru-cinci ori paharul în care s-a făcut dizolvarea probei, turnînd apa de spălare în balonul cotat, apoi balonul se umple cu apă distilată pînă la semn ; soluţia se amestecă bine şi se decantează sau se filtrează într-un balon uscat. Pentru titrare se ia o probă de 25 ml, ceea ce corespunde la 0,2 g (partea aplicată se ia cu o biuretă sau pipetă cu o pară de cauciuc). Pentru separarea sulfurilor, această probă (25 ml) se mută într-un pahar de 25 ml şi apoi se adaugă, cu atenţie, în picături, $Pb\,(CH_3COO)_2$ pînă la încetarea formării precipitatului negru de PbS şi apariţia unui precipitat alb. Apoi soluţia se filtrează într-un balon Erlenmayer de 250 ml, spălînd cu grijă precipitatul. Volumul total de soluţie pentru titrare trebuie să fie de 150—200 ml^3. Atunci cînd se ştie precis că sulfurile lipsesc din probă, 25 ml din soluţie se trec direct din balonul cotat în balonul Erlenmayer, se diluează cu apă şi se titrează cu soluţie de $AgNO_3$ $n/10$, adăugînd în prealabil 1—2 ml soluţie de KI, pînă la apariţia unei tulbureli slabe care dispare.

Nu trebuie adăugat NH_3, aşa cum de obicei se recomandă la titrarea cianurilor, deoarece adăugarea de NH_3 nu are rost decît numai la determinarea cianurilor din extractele de migdale amare.

Calculul conţinutului în CN^- se face după formula următoare :

$$\%\,CN^- = \frac{a \times k \times 0{,}0052 \times 100}{n},$$

în care : a este contitatea de soluţie de $AgNO_3$ $n/10$ folosită la titrare, ml ; k — factorul de normalitate al soluţiei de $AgNO_3$; n — cantitatea de sare de probă, luată în grame ; 0,0052 — titrul soluţiei de $AgNO_3$, exprimat în grame de CN^-.

Determinarea conţinutului în cianat (exprimat în CNO^-) se bazează pe proprietatea cianatului de Ag (AgCNO) de a se dizolva în HNO_3 diluat, spre deosebire de AgCN. $AgNO_3$, obţinut prin dizolvarea AgCNO în HNO_3, se titrează cu HN_4CNS :

$$AgNO_3 + NH_4CNS = AgCNS + NH_4NO_3.$$

Titrarea se face, în prezenţa indicatorului alaun de fier şi amoniu, pînă la apariţia culorii roz persistente a soluţiei care se formează în urma reacţiei dintre excesul de NH_4CNS cu ionul de fier. Sînt necesari următorii reactivi: $AgNO_3$ soluţie 5 %; NH_4CNS soluţie $n/10$; $Ba(NO_3)_2$ soluţie 10 %; HNO_3 1 : 1 ; alaun de fier şi amoniu soluţie 5 % ; Pb $(CH_3COO)_2$ soluţie 5 %.

Determinarea. Un gram de sare pisată în mojar se trece într-un pahar de 100—150 ml şi se dizolvă cu apă. Se adaugă 10—12 ml $Ba(NO_3)_2$ (în funcţie de conţinutul de sodă în masa topită), apoi se adaugă cu precauţie, evitînd excesul de Pb $(CH_3COO)_2$ pentru depunerea sulfului sub formă de sulfură. Soluţia împreună cu precipitatul se va transvaza într-un balon cotat de 250 ml. Se aduce la semn cu apă, se amestecă şi se filtrează printr-un filtru curat, într-un balon uscat. Pentru depunerea cianurilor şi cianaţilor se iau 50 ml de soluţie (0,2 g) într-un pahar de 300 ml. La această soluţie de adaugă în cantităţi mici $AgNO_3$ pînă la depunerea completă a precipitatului şi limpezirea soluţiei. Precipitatul se filtrează şi se spală pînă la dispariţia urmelor de argint din apele de spălare; se spală cu grijă paharul în care s-a făcut precipitarea, apoi se desface cu precauţie filtrul, se spală precipitatul în paharul în care s-a făcut precipitarea, se adaugă apă pînă la 200 ml, 10 ml de acid azotic 1 : 1 şi se încălzeşte timp de o oră pe baia de apă clocotită, amestecînd cu o baghetă de sticlă. După răcire, soluţia se filtrează, precipitatul spălîndu-se bine cu apă. Se adaugă în filtrat aproximativ 1 ml de soluţie de alaun de fier şi amoniu şi se titrează cu o soluţie de tiocianat de amoniu $n/10$ pînă la apariţia unei culori roz slabe.

Calculul conţinutului în CNO^- se face după formula :

$$\% \, CNO^- = \frac{a \times k \times 0{,}0042 \times 100}{n},$$

în care : a este cantitatea de soluţie de tiocianat de amoniu folosită la titrare, ml; k — factorul de normalitate al soluţiei de NH_4 CNS ; 0,0042 — titrul soluţiei de NH_4 CNS, exprimat în grame de CNO^- ; n — cantitatea de sare de probă, g.

CNO^- se mai poate determina prin cunoscuta metodă de distilare, ca NH_3, cu aparatul Kjeldahl. Această metodă prezintă avantajul unei durate mai scurte, dar care cere o atenţie deosebită la dizolvare, cînd se formează vapori de HCN.

Determinarea sulfului sub formă de sulfură se face prin distilarea H_2S, adică prin metoda folosită la analiza metalelor feroase, cu deosebire că H_2S degajat sub formă de sulfuri de Cd şi Zn se filtrează, se spală de ionul CN^-, şi numai apoi se titrează, ca de obicei, cu soluţie de I_2 0,05 n şi tiosulfat. Sînt necesari următorii reactivi : HCL 3 : 1 pentru dizolvare ; acetat de Cd şi Zn soluţie HCL 1 :1, soluţie de I_2 0,05 N ; soluţie de tiosulfat de 0,05 N ; soluţie de amidon 0,5 %.

Tehnica securităţii şi protecţia muncii. Cei care lucrează la băile de săruri de sulfizare vor trebui să respecte normele generale de tehnica securităţii şi de protecţia muncii, prevăzute în broşura „Norme de tehnica securităţii în foraje şi tratamente termice" (elaborate şi aprobate de M.M.C.M. prin ordinul nr. 1174/56 ; în mod deosebit se vor respecta articolele 1077 şi 1078 referitoare la băile pe bază de cianuri, atunci cînd se lucrează cu baia de tip 95/5).

Se precizează că băile de tip 70/15/15, 75/13/12 şi 55/45/8 nu conţin substanţe toxice la temperatura normală ; acestea conţin radicalii CN^- şi CNO^- numai după topire şi descompunere ionică.

Măsurile speciale de securitate şi protecţie a muncii care trebuie respectate sînt următoarele : băile de săruri vor fi dotate cu ventilaţie ; se va lucra cu ochelari şi mănuşi ; sărurile, piesele şi sculele cu care se lucrează vor fi fără urme de umezeală ; în jurul băii de sulfizare nu se va lucra cu acizi ; duşumelele sau pardoseala se vor spăla cu apă caldă cu sodă 1 % ; stropiturile de sare se vor strînge şi se vor neutraliza ; în atelierul unde este instalată baia de sulfizare nu este permis a se mînca ; în atelier va exista, la postul de prim ajutor : soluţie 5 % Na OH—30 g ; soluţie 33 % $FeSO_4$ —30 g ; praf de MgO — 2 g ; în caz de intoxicaţie, aceste medicamente se vor amesteca şi se vor administra pe cale bucală.

Sărurile epuizate şi apele de spălare se neutralizează în modul următor : se determină procentul în care există cianurile în sărurile epuizate (pe bază de analiză chimică) ; se evaluează cantitatea de săruri epuizate ; se calculează cantitatea necesară de Fe_2O_3 (ţunder de forjă) sau $FeSO_4$, pentru neutralizare, după formula

$$P = \frac{k \times Q \times n}{100}$$

în care : P este cantitatea de Fe_2O_3 sau $FeSO_4$ necesară la neutralizare, kg ; n — concentraţia în cianură a sărurilor epuizate ; Q — cantitatea sărurilor epuizate, kg ; k — coeficientul care arată cîte kilograme de Fe_2O_3 sau $FeSO_4$ sînt necesare pentru neutralizarea unui kilogram de NaCN ($k = 1{,}5-2$ pentru Fe_2O_3 şi $k = 2-3$ pentru $FeSO_4$).

Cantitatea necesară de oxid sau sulfat de fier uscat se încarcă în doze mici în baia de săruri epuizată ; temperatura se ridică la 800—850°C în prealabil, iar după introducerea oxidului sau sulfatului se ridică la 900°C şi se amestecă bine sărurile. După ce analiza chimică a arătat neutralizarea (absenţa NaCN), se evacuează baia în cutii metalice.

Pentru o baie de circa 50 kg săruri epuizate, sînt necesare 5—6 kg oxizi de fier.

Neutralizarea apelor reziduale se face în modul următor : se determină concentraţia cianurilor în apele reziduale ; se evaluează cantitatea apelor reziduale şi se calculează necesarul de $FeSO_4$, pentru neutralizare, după o formulă similară celei anterioare :

$$P = \frac{k \times Q \times n}{100},$$

în care : P este cantitatea de $FeSO_4$ necesară la neutralizare, kg ; n — concentraţia în cianură a sărurilor epuizate, % ; Q — cantitatea apelor reziduale epuizate, l ; k — coeficientul care arată cît $FeSO_4$ este necesar pentru neutralizarea unui kilogram de NaCN, şi este egal cu 0,75—1.

Cantitatea de $FeSO_4$ (calaican) necesară pentru neutralizare se încarcă în coşuri de sită şi se agită în bazinul cu apele de neutralizare. În final, se face analiza chimică pentru constatarea neutralizării, după care apele pot fi eliminate la canal.

După operaţiile de neutralizare a sărurilor epuizate şi a apelor reziduale se dresează un proces verbal corespunzător.

---

[1] *Kriulin, A. V.* Sulfocianurarea oţelului şi a fontei. Leningrad, LDNTP, 1959. [2] *Kalinin, A. K.* Sulfizarea în băi fără folosirea cianurilor. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 8, (aug.), 1961. [3] *Smet, G.* Cementarea cu sulf — sulfizarea. La pratique des industries mécaniques, nr. 2, febr. 1961. [4] *Jousset, B.* Suprafeţele sulfizate rezistă la uzură şi gripaj. În : Metal progress, nr. 1, ian, 1954, p. 76—80. [5] *Suceveanu, G.* şi *Rozenthal, G.* Determinarea eficienţei sulfizării prin încercări la gripaj şi uzură prin frecare. În : Metalurgia şi construcţia de maşini nr. 4, apr. 1961, p. 283—292. [6] *Suceveanu, G.* şi *Pavlenco, S.* Sulfizarea pieselor de pompe. În : Metalurgia şi construcţia de maşini nr. 4 apr. 1961, p. 283—292. [6] *Suceveanu G.* şi *Pavlenco, S.* Sulfizarea pieselor de pompe. În : Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 10, oct. 1962. [7] *Suceveanu, G.* Sulfizarea sculelor de presare la cald. În : Tehnica nouă din 29 august 1962.

EXTRASE

Studiul comportării fosforului în timpul oxidării aliajelor de fier cu conținut redus de fosfor. În: La technique moderne, nr. 1, 1963.

Încercările au fost efectuate pe probe din două aliaje de fier pur electrolitic cu conținut de 0,092 și 10 % P, oxidate la temperatura de 800 și 1 000°C, fie într-o atmosferă de vapori de apă și hidrogen, fie în aer.

Pentru oxidarea la 800°C autoradiografiile efectuate pe o secțiune perpendiculară pe stratul de oxid au confirmat existența unei îmbogățiri în fosfor a suprafeței de despărțire dintre metal și oxid. Micrografiile arată că în vecinătatea metalului există un strat compus din două faze, cu o grosime relativ redusă față de aceea a stratului de oxid; acest strat este în general poros și este separat de zona externă de protoxid de fier printr-un șir de particule de fosfat feros sau printr-o fisură longitudinală. Prezența acestui strat dă naștere unei scăderi a vitezei de oxidare.

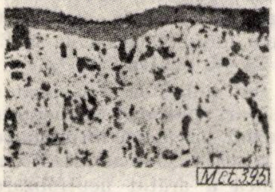


Fig. 1

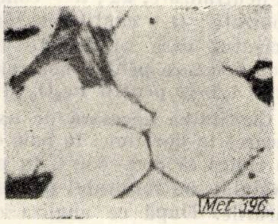


Fig. 2

Pentru oxidarea la 1 000°C, micrografiile arată prezența unei faze complexe care se adună la îmbinarea grăunților de protoxid de fier în vecinătatea suprafeței de separare a oxidului (fig. 1) fază cu conținut ridicat de fosfor rezultată în urma unei oxidări timp de 24 h la 1 000°C a unui aliaj cu 0,09 %P ; × 650); această fază constituie un film continuu de-a lungul acestei suprafețe în aliajul cu 1 % P, în care este mai abundent (fig. 2), film eutectic format prin oxidarea la 1 100°C a unui aliaj cu 1 % P ; × 130).

Controlul cu raze X și cu microsonda electronică arată că această fază este compusă din protoxid de fier și fosfat feros și conține 16,5 % P și 46,5 %Fe ceea ce corespunde la 95 % $Fe_3(PO_4)_2$ și 5 % FeO. Analiza termică arată că această fază este eutectică și are un punct de fuziune de circa 960°C.

Peliculele de oxid care se formează pe suprafața aliajelor de fosfor prezintă o porozitate considerabilă, care nu există în cazul oxidului depus pe fier pur.

Viteza de oxidare este mai mare la aliajele de fosfor; pelicula de oxid se cojește mai ușor și este mai fragilă.

Din încercările efectuate se poate trage concluzia că oxidarea fierului cu conținut redus de carbon are loc probabil astfel:

— dizolvarea fierului în protoxid și mărirea grosimii stratului de protoxid de fier, prin difuziunea fierului către exterior;

— oxidarea fosforului la suprafața metalului prin reducerea oxidului feros;

— reacția anhidridei fosforice cu oxidul feros în exces pentru a forma fosfatul feros.

Dacă oxidarea are loc la o temperatură mai redusă decît 960°C, în oxid se formează insule de fosfat care nu sînt solubile în oxidul feros.

Dacă oxidarea are loc la o temperatură mai mare de 960°C, fosfatul reacționează cu oxidul, dînd naștere unei faze lichide care rămîne între stratul de metal și oxid și intră între îmbinările dintre grăunți.

M. S.

Imbunătățirea rezistenței metalelor la temperatură înaltă. În: Techniques mondiales, nr. 1, 1963.

Recent în S.U.A. s-a elaborat o nouă metodă de mărire a rezistenței la temperatură înaltă a metalelor, prin folosirea unei dispersii coloidale foarte fine de oxizi refractari într-o masă metalică; ea poate fi aplicată la un număr mare de metale (cupru, aluminiu, cobalt, fier, vanadiu, molibden, nichel, aliaje nichel-crom) în care se pot încorpora diferite dispersii de oxizi de toriu, de aluminiu, de titan și de lantan.

S-a produs industrial un aliaj cu 98 % Ni și 2 % oxid de toriu, numit TD, a cărui rezistență la tracțiune atinge 700 kgf/cm^2 la 1315 °C (90 % din temperatura de topire a nichelului). Spre deosebire de celelalte metale refractare, acest aliaj nu are nevoie de un ciclu termic determinat, pentru ca să dobîndească rezistența la temperatura înaltă, nici de amestecarea mecanică a pulberilor refractare pentru ca oxidul de toriu să aibă o repartiție uniformă. Proprietățile lui mecanice sînt superioare celor ale aliajelor de nichel cu cobalt, pentru temperaturi cuprinse între 1000 și 1300°C. În timp ce alte aliaje refractare își pierd rezistența la o temperatură mai mare de 250°C, aliajul TD o păstrează și la temperaturi mai mari de 1000°C; la 1400°C are o rezistență de 420 kgf/cm^2. Încercările la oboseală arată că se comportă mai bine decît celelalte aliaje pînă la o durată de încercare de 3000 h. Dat fiind că oxidul de nichel este insolubil, acest aliaj își păstrează rezistența la temperaturi foarte înalte, dacă este supus la o temperatură mai mică numai cu 25°C decît punctul de topire și este menținut la această temperatură cîteva ore, după noi încercări se constată că rezistența nu s-a modificat, ceea ce arată stabilitatea dispersiei precum și faptul că grăunțele nu se măresc.

Alte avantaje ale aliajului TD sînt: buna conductibilitate la căldură și electricitate, rezistența la coroziune și la oxidarea la temperaturi ridicate precum și faptul că poate fi prelucrat la temperatura ambiantă.

M. P.

Coroziunea influențată de tensiunile interne din oțel. În Corrosion, iunie 1962, p. 230—239.

Produsele insolubile ale coroziunii asociată cu o tensiune internă produc fisuri în oțelul austenitic; s-a constatat că aceste produse insolubile sînt oxizi și acțiunea lor a fost determinată precizîndu-se efectul pe care îl au produsele coroziunii asociate cu o stare de tensiune asupra fisurărilor oțelurilor austenitice.

S-au efectuat încercări cu diferite oțeluri inoxidabile 18/8 expuse la condensarea vaporilor degajați de diferite soluții de săruri și acizi încălziți la 200°C; cea mai mare parte din încercări au fost efectuate cu un aliaj care conține 0,07 % C, 10,36 % Ni, 17,15 % Cr, 0,61 % Si, 1,48 % Mn, 0,97 % Co, 0,018 % B și 0,015 % S, care a fost expus la acțiunea unei soluții apoase care conține 3 % acid nitric și 2 % clorură de sodiu (s-a constatat că la acțiunea acestei soluții apar fisuri la eforturi reduse). Rezultatele au arătat că presiunea exercitată de produsele coroziunii atinge uneori 500 kgf/cm^2 și creează la baza unei crestături eforturi care au ordinul de mărime al limitei de elasticitate a metalului.

M.P.

Efectul coroziunii țevilor supraîncălzitoarelor asupra transportului de căldură. În: Techniques mondiales, februarie 1963.

La o temperatură mai mare decît 500°C, toate oțelurile aliate folosite la confecționarea țevilor supraîncălzitoarelor sînt supuse coroziunii aburului. La unele aliaje, produsele coroziunii se depun sub formă de filme de grosime foarte redusă, care aderă puternic pe suprafața metalului; la altele, depunerile au o grosime apreciabilă și sînt poroase. Dat fiind că aceste depuneri opun o rezistență schimbului termic dintre peretele țevii, care este foarte cald, și aburul, care are o temperatură mai redusă, țeava se va încălzi cu circa 10—20°C mai mult decît temperatura prevăzută.

Pentru a se determina precis care sînt consecințele coroziunii țevilor de către aburul supraîncălzit, s-au efectuat încercări de transport termic pe țevi confecționate din aliaje austenitice sau feritice, străbătute de abur la temperatura de 600—800°C timp de 6—18 luni. S-au folosit aliaje feritice care conțin diferite proporții de crom, de molibden de siliciu și de titan și s-a constatat că piatra formată timp de 6—12 luni de contact cu aburul la temperatura de 600—640°C nu redusese transportul de căldură decît cu 2—8%, cu excepția a două aliaje, unul conținînd 3% crom și 1% molibden, iar celălalt, 4—6% crom și 0,5 molibden, pentru care s-au înregistrat pierderi de 12,4 și 15,2%, respectiv, după un an de expunere la acțiunea aburului la o temperatură de 600°C. Cu aceste două feluri de instalații de țevi, căderile de temperatură datorită depunerilor coroziunii atingeau, respectiv, 20 și 26°C.

Încercările efectuate asupra aliajelor austenitice au arătat, în schimb, că un film mic dens pe care atacul aburului îl învelise mărea cu 8% transportul de căldură, fapt care se explică prin aceea că piatra depusă face suprafața lor internă mai zgrunțuroasă, ușurînd astfel transportul căldurii. Acesta, cel puțin în condițiile încercărilor, n-a suferit din cauza acțiunii aburului supraîncălzit care circulă în țevile confecționate din aliaje austenitice.

M. G.

RECENZII

Cercetări metalurgice. vol. IV. 1962.

Volumul IV al lucrării ,,Cercetări metalurgice", editat în anul 1962, cuprinde o culegere de 23 de articole reprezentînd lucrările de cercetare efectuate în Institutul de cercetări metalurgice, în anul 1961.

Aceste lucrări sînt în legătură cu elaborarea de noi procese tehnologice, obținerea de produse noi, îmbunătățirea calității produselor, lărgirea bazei de materii prime. Se publică articole referitoare la fonte și feroaliaje, oțeluri, deformări plastice, termotehnică siderurgică, semicarbonizare, refractare, aliaje neferoase, pulberi și metode de analiză.

În cele ce urmează se redă pe scurt conținutul cîtorva dintre aceste articole.

O. Hătărăscu, Gh. Anastasiu, și M. Pietroșeneanu — Experimentări în stația pilot de reducere a minereurilor de fier cu ajutorul gazului metan.

S-a experimentat, în stația pilot, un procedeu de reducere directă a minereului de fier în pat fix, cu ajutorul gazului metan convertit în gaze reducătoare prin oxidare parțială cu aer. Rezultatele obținute sînt comparabile cu cele realizate în instalațiile de reducere directă din străinătate.

I. Tripșa — Producerea feromanganului afinat din minereuri sărace și fosforoase prin aluminotermia zgurei manganoase lichide.

În lucrare se prezintă un nou procedeu pus la punct, de producere a feromanganului afinat (cu conținuturi foarte mici de carbon) plecînd de la minereuri sărace și fosforoase. Acest procedeu constă în aluminotermia minereului artificial topit. Consumul specific de aluminiu este cu 30% mai mic decît în aluminotermia clasică, iar pierderile în mangan prin volatilizare sînt minime.

N. Iatan, L. Goga și S. Flexer — Cercetări în legătură cu valorificarea minereurilor sărace de fier indigene.

Se expun rezultatele experimentărilor efectuate în instalația pilot ICEM pentru încercări asupra minereurilor de fier sărace și silicioase din R.P.R. Încercările au arătat că procedeul Renn de reducere directă în cuptor rotativ utilizînd drept combustibil gaz metan (aceasta constituind originalitatea lucrării) poate fi aplicat în cazul minereurilor sărace și silicioase.

D. Cosma, Șt. Baicu, A Kundacgian și H. Hubert — Contribuții la studiul microstructural al unui oțel refractar ferito-martensitic pentru palete de turbină cu gaze.

Autorii prezintă rezultatele cercetărilor microstructurale făcute asupra unui oțel refractar ferito-martensitic în scopul obținerii unei structuri omogene. Datorită unei elaborări judicioase pentru a asigura puritatea, compactitatea și cristalizarea dirijată a oțelului, cum și prin alegerea unei compoziții chimice corecte care să elimine posibilitatea formării fazei X în exces, s-a obținut un material omogen avînd caracteristici mecanice apropiate de condițiile de lucru ale paletelor.

O. Cuida, M. Loziciu, și Șt. Novac — Laminarea profilelor economice cornier I și U.

În lucrare se prezintă cîteva aspecte importante ale problemei laminării profilelor economice. Analiza teoretică a formei secțiunii profilelor cornier I și U arată că modul cel mai avantajos de ridicare a eficienței utilizării metalului constă în micșorarea grosimii și creșterea lungimii aripilor profilelor cornier, respectiv în micșorarea grosimii inimii și tălpilor și creșterea lungimii tălpilor la profile I și U. În ultima parte a articolului sînt prezentate rezultatele obținute prin laminarea experimentală a profilului economic U 18 la o linie de 650.

M. Loziciu, și A. Constantinescu — Cercetarea parametrilor energetici și de forță ai unui laminor de table subțiri în vederea creșterii productivității.

Autorii prezintă primele rezultate ale cercetării experimentale a parametrilor tehnologici, energetici și de forță ai unui laminor la cald destinat fabricării tablelor subțiri. Se expune tehnica măsurării, interpretarea datelor experimentale relative la încărcarea cajelor a cilindrilor și a organelor de antrenare precum și mijloacele de a perfecționa tehnica și organizarea producției, în vederea realizării unei exploatări mai intense a capacității existente.

D. Ionescu și colab. — Carbofluid: Contribuții și considerații privind îmbunătățirea procesului tehnologic pentru fabricarea semicocsului prin fluidizare.

Autorii descriu caracteristicile medii (granulometrice, analiza tehnică și conținutul în materii volatile și cenușă pe clase granulometrice) ale cărbunelui PAL și ale semicocsului produs în instalația de semicarbonizare prin fluidizare ,,carbofluid", și expun soluțiile tehnice adoptate pentru perfecționarea alimentării cu cărbune a cuptoarelor și evacuarea semicocsului reținut în cicloane.

De asemenea, se analizează și aspectele tehnico-economice și perspectivele de viitor ale procedeului ,,carbofluid" pentru fabricarea semicocsului.

E. Bărbulescu, C. Bîrlogeanu și C. Camerman — Fabricarea dolomitei metalurgice în cuptor rotativ.

În acest articol se arată metoda prin care s-a obținut, plecînd de la dolomita de Hunedoara (greu de sinterizat), o dolomită metalurgică avînd caracteristicile prescrise de STAS, prin ardere într-un cuptor rotativ de 34 m cu adaos de arsură de fier 1—3%.

P. Marcu și B. Vasilescu — Tehnologia de elaborare și extruziune a trei aliaje moi de lipit pe bază de Sn, Zn, Pb, Cd.

Articolul face sinteza lucrărilor efectuate în vederea stabilirii tehnologiei de elaborare și extruziune a trei aliaje pe bază de Sn, Zn, Pb, Cd, pentru lipituri moi, practicate în industria electronică pentru construirea de posturi radioreceptoare.

P. Herșcovici și M. Sachelarie — Filtre metaloceramice.

Articolul prezintă stadiul actual al executării și utilizării filtrelor metaloceramice în tehnica mondială și analizează principalele caracteristici, precum şi variaţia proprietăţilor lor în funcţie de condiţiile de fabricaţie. Se expun şi lucrările efectuate în institut pentru stabilirea tehnologiei de fabricare a filtrului de aer şi a filtrului de injector.

În lucrare se dau unele metode de analiză chimică puse la punct în laboratoarele institutului : metodă rapidă pentru dozarea aluminiului din oţeluri ; metodă rapidă de dozare polarografică a fierului din minereu ; metodă de analiză pentru dozarea impurităţilor din metale ; experimentarea şi aplicarea metodei potenţiometrice de dozare a manganului.

M. Aroneanu

Studii şi cercetări metalurgice nr. 4,1962.

Revista Studii şi cercetări de metalurgie nr. 4, 1962, elaborată de Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R. P. R., cuprinde articole din următoarele domenii : metalurgie fizică, metalurgia pulberilor, prepararea minereurilor şi materiale auxiliare, aplicaţiile izotopilor radioactivi în metalurgie precum şi numeroase recenzii.

Din domeniul ,,metalurgiei“ fizice fac parte lucrările : ,,Contribuţii la studiul descompunerii izoterme în intervalul bainitic al austenitei din oţelurile slab aliate” de N. Drăgan. În continuarea lucrărilor precedente, autorul prezintă rezultatele studiului descompunerii izoterme a austenitei în oţelurile 40MC11 şi 36 M 17. Rezultatele arată că pentru oţelurile conţinînd circa 1 % Cr, transformarea de tip perlitic care urmează transformării bainitice în intervalul bainitic, începe pentru durate de menţinere mai mici decît cele indicate de curba perlitică în domeniul bainitic. Acesta este motivul pentru care curba începutului transformării perlitice prezintă o inflexiune în acest domeniu şi este situată la stînga curbei extrapolate.

În acelaşi timp s-a constatat că acest fenomen este prezentat nu numai de oţelurile cu mangan. În consecinţă în cazul oţelurilor conţinînd pe lîngă mangan şi alte elemente de aliere, deplasarea către stînga faţă de curba extrapolată a curbei de început de transformare perlitică nu este determinată de prezenţa manganului, ci de alte elemente de aliere.

,,Metoda de măsură a conductibilităţii termice şi a forţei termoelectromotoare a metalelor, aliajelor şi a semiconductoarelor în intervalul de temperaturi de la 80 pînă la 400 ° K”. Autorul (N. Luscal) descrie o metodă ce permite determinarea conductibilităţii termice a metalelor şi aliajelor supuse la un regim staţionar de încălzire.

Dispozitivul folosit prezintă particularităţi cu privire la ecranarea probei, modul de etalonare a cuplelor termoelectrice, precum şi determinarea diferenţei de temperatură pe probă prin întrebuinţarea unui cuplu termoelectric ramificat, de construcţie originală.

Întrebuinţarea unei instalaţii adecvate pentru a măsura puterea, temperatura şi vidul elimină cea mai mare parte din căldură, îmbunătăţind astfel metoda de lucru cu dispozitivul descris. Acelaşi dispozitiv serveşte la măsurarea forţei termoelectromotoare, ceea ce va permite a verifica exactitatea determinărilor. Eroarea cu care se poate determina conductibilitatea termică, întrebuinţînd acest dispozitiv şi instalaţiile respective, este de circa 4 %.

,,Proprietăţile semiconductoare ale maselor sinterizate din sistemul ZnO-TiO_2”. Autorii (P. Baltă şi F. Oprea) au studiat cîteva proprietăţi semiconductoare (rezistenţă, energie de activare, forţă termoelectromotoare diferenţială) şi ceramice (contracţie la ardere şi greutate volumetrică) a maselor sinterizate aparţinînd sistemului ZnO-TiO_2 şi prezintă curbele cu privire la variaţia proprietăţilor cu compoziţia.

Rezultatele au fost interpretate bazîndu-se pe proprietăţile a doi oxizi componenţi şi pe relaţiile de echilibru termic al sistemului respectiv.

Variaţia proprietăţilor cu compoziţia pune în evidenţă influenţa compuşilor chimici care apar în sistem.

Masele conţinînd mai puţin de 30 % TiO_2 au proprietăţi semiconductoare în timp ce acelea care conţin mai mult de 30 % sînt izolante ; aceasta permite să se întrevadă posibilitatea utilizării maselor din acest sistem pentru fabricarea semiconductoarelor şi dielectricilor.

În domeniul ,,metalurgiei pulberilor” sînt cuprinse următoarele lucrări :

1. ,,Sinterizarea pulberilor de cupru şi cupru-alumină în comparaţie cu evoluţia termică a cuprului“ (O. Bolgiu, A Protopopescu, şi S. Cristea). Autorii au studiat evoluţia termică — în raport cu cuprul recopt — a cuprului spectral pur şi ecruisat, precum şi cea a comprimatelor din pulberi de cupru, cupru şi alumină, amestecuri mecanice de cupru şi alumină obţinute prin coprecipitare chimică.

S-au efectuat analize dilatometrice, analiza termică diferenţială şi s-au trasat curbele endoelectrice, pentru a lămuri modificările ce au loc, în timpul încălzirii, în metalele ecruisate şi comprimatele din pulberi metalice şi metaloceramice, modificări ce sînt în raport cu schimbările corespunzătoare care se produc în metalele recoapte.

S-au scos în evidenţă existenţa unei analogii perfecte între evoluţia termică a materialelor metalice ecruisate şi cea a comprimatelor de pulberi. Energia internă acumulată în timpul ecruisării joacă un rol asemănător celui al energiei acumulate în neregularităţile structurale existente la suprafaţa pulberilor metalice.

2. ,,Contribuţii la elaborarea materialelor Fe-grafit şi Fe-Cu-grafit”. Autorii (A. Domşa ş. a.) au studiat compoziţia şi valoarea parametrilor tehnologici ce permit obţinerea unei porozităţi şi a unei microstructuri favorabile comportării în serviciu a cuzineţilor autolubrifianţi din Fe-grafit.

Pentru stabilirea capacităţii de funcţionare a cuzineţilor elaboraţi şi a coeficientului lor de frecare, autorii au întrebuinţat o maşină realizată în laborator, care permite să se varieze sarcina şi viteza, să se determine temperatura şi coeficientul de frecare cu sau fără ungere suplimentară. S-au elaborat, de asemenea, suporţi de cuzineţi care au fost încercaţi în serviciu în condiţii severe de lucru şi au dat rezultate satisfăcătoare.

Pentru a studia comportarea şi influenţa cuprului în aliajele sinterizate Fe-Cu-grafit, autorii au întrebuinţat pulbere de fier şi pulbere de cupru elaborată prin procedee proprii.

Din sectorul ,,Prepararea minereurilor şi materiale auxiliare” face parte lucrarea ,,Obţinerea oxidului de magneziu din apa de mare” (T. D. Ionescu şi Al. Braniski). Prin adaosuri convenabile de coagulanţi obţinuţi pornind de la zgure metalurgice neferoase şi de la pulberi fine de silicaţi de magneziu naturali, în faza precipitării hidroxidului de magneziu marin cu ajutorul laptelui de dolomită calcinată, s-a realizat o sedimentare mai rapidă a precipitatului şi sinterizarea magneziei marine obţinute la temperaturi inferioare celei de 1 800°C.

Din domeniul ,,Aplicaţiile izotopilor radioactivi în metalurgie” face parte ,,Studiul uzurii căptuşelii refractare a furnalului înalt cu ajutorul izotopilor radioactivi” (Elena Lăbuşcă ş.a.). Experienţele industriale efectuate pe două furnale metalurgice în construcţie au permis autorilor să stabilească un procedeu de marcare şi de urmărire în timp a uzurii căptuşelii refractare cu ajutorul izotopilor radioactivi. S-au precizat detaliile metodei, intensitatea surselor radioactive, principiul de calcul al surselor întrebuinţînd izotopi cu radiaţie γ dură.

Se mai prezintă recenziile următoarelor lucrări : ,,Aliaje dure metaloceramice” (V. I. Tretiakov), Metalurghizdat, Moscova, 1962 ; ,,Bazele metalurgiei pulberilor” (I. M. Fedorcenko, R. A. Andrievski). Izdatelstvo A.N. U.R.S.S., Kiev, 1961 ; ,,Fonte refractare şi rezistente la creştere” (I. G. Bobro). Maşghiz, Moscova, 1960 ; ,,Grafitizarea oţelului” (C. P. Bunin, A. A. Baranov, E. N. Porniboi), Editura Academiei de Ştiinţe U.R.S.S. — Kiev, 1961 ; Simpozion european privind inhibitorii coroziunii, Ferrara, Italia, 1961.

M. Solacolu

Analele romîno-sovietice, metalurgie, nr. 4, 1962.

În nr. 4 al Analelor romîno-sovietice, metalurgie, editate de Institutul de studii romîno-sovietic al Academiei R.P.R., se acordă o atenţie deosebită mecanizării şi automatizării complexe în siderurgie.

Din articolele selecţionate şi traduse din revistele sovietice de specialitate, care constituie o sursă de documentare bogată în acest domeniu pentru inginerii şi tehnicienii noştri, semnalăm articolul ,,Automatizarea complexă în siderurgie” de A. K. Adabasian şi M. N. Starovici, în care autorii, după ce evidenţiază nivelul ridicat al automatizării proceselor de producţie în U.R.S.S., unde în prezent se efectuează vaste lucrări privind crearea unor secţii experimentale-model, arată că în scopul rezolvării acestor probleme au fost antrenate numeroase institute de cercetări ştiinţifice, de proiectări şi construcţii, uzine furnizoare constructoare de maşini şi întreprinderi de proiectări, reglaj şi de construcţii experimentale, efectuîndu-se un număr uriaş de lucrări de cercetări ştiinţifice, de construcţii şi proiectări experimentale. Sistemele de control automat la furnale cuprind: controlul instalaţiilor de încărcare, viteza de deplasare în jos a încărcăturii, funcţionarea conurilor mare şi mic, a distribuitorului, consumul de cocs, presiunea la vana de gaze etc. Reglarea automată a regimului termic al cauperelor este asigurată prin intermediul unui ansamblu de aparate compus din pirometru de radiaţie, potenţiometru electronic, regulator electronic. Ca mijloc de supraveghere a funcţionării operaţiilor, la cele mai mari combinate din U.R.S.S. s-a introdus televiziunea care permite posibilităţi excepţionale de control.

În prezent se trece treptat de la automatizarea unor parametri ai procesului de lucru din furnal la automatizarea complexă a întregului ciclu de fabricaţie. Pentru strîngerea valorilor parametrilor procesului de lucru din furnal, laboratorul central pentru automatică a elaborat traductoare-convertizoare cu ieşirea unificată şi un sistem de control cu cifre. La cuptoarele Martin de la combinatele Nijni-Taghil şi Magnitogorsk, cum şi la cele de la uzinele metalurgice ,,Dzerjinski" şi ,,Zaporojstal", se află în exploatare instalaţii experimentale pentru comanda automată a regimului termic cu reglarea procesului de ardere. Pentru efectuarea operaţiilor necesare de calcul şi pentru transmiterea semnalelor corespunzătoare de comandă organelor de reglare au fost elaborate şi se utilizează dispozitive electrice fără contacte.

Autorii dau cititorilor bogate informaţii asupra acestor lucrări, asupra sistemelor de reglare şi control, asupra mecanismelor şi maşinilor utilizate, asupra schemelor, mijloacelor de automatizare, asupra mecanizării complexe a unor munci manuale grele, aplicate sau în curs de aplicare în unele combinate din Uniunea Sovietică.

Lucrătorii din secţia automatică de la Combinatul metalurgic din Nijni-Taghil au elaborat un sistem de reglare automată după program a regimului de temperaturi din cuptoarele pentru tratamente termice din secţia mecanică, la două cuptoare de recoacere şi la două cuptoare de uscare din secţia de piese turnate. Acest sistem face obiectul articolului lui N. S. Skorik (,,Reglarea temperaturii în cuptoare de tratamente"), care descrie sistemul elaborat şi dă o serie de date şi informaţii de funcţionare. Reglarea după program a ridicat rezistenţa mecanică a pieselor, a micşorat pierderea prin ardere a metalului în procesul de încălzire cu 1,5—2%, a redus considerabil rebuturile.

Un material tot atît de interesant este datorit lui O. B. Kleşko, referitor la sistemul de reglare automată a grosimii benzii la laminoarele reversibile pentru laminare la rece, sistem care se foloseşte pe scară industrială în U.R.S.S. (,,Reglarea automată la laminoarele reversibile").

Noul Program al P.C.U.S. prevede ca, în curs de 20 de ani, în siderurgie să fie atins un nivel de dezvoltare care să permită să se elaboreze 250 milioane tone de oţel pe an. Într-un articol cuprinzător, A. I. Ţelikov şi I. M. Einson analizează direcţiile principale de dezvoltare a construcţiei de utilaj metalurgic în U.R.S.S. în anii imediat următori, precum şi problemele tehnico-economice aferente (,,Dezvoltarea construcţiei de utilaj în U.R.S.S.").

Menţionăm că Analele romîno-sovietice, metalurgie, conţin de asemenea cîteva articole interesante referitoare la construcţiile de maşini, şi anume: ,,Oboseala la şoc a unor oţeluri de construcţie" de M. U. Kaţnelson ş.a., în care sînt examinate probleme privind cercetarea oboselii la şoc şi sînt prezentate rezultatele experimentale referitoare la caracteristicile de oboseală ale unor oţeluri de construcţie, precum şi ,,Micşorarea deformaţiei sculelor de oţel rapid la tratamentul termic" de I. A. Gheller ş.a., în care autorii arată pe larg două metode folosite în practică: călirea în trepte şi călirea izotermă incompletă.

În domeniul metalurgiei oţelului semnalăm articolul lui I. A. Baranov ş.a. ,,Eficacitatea tratării sub vid a oţelului lichid", în care sînt publicate rezultatele cercetărilor aupra degazării oţelului sub vid. De asemenea, este o metodă perfecţionată de sondare a lingourilor în curs de solidificare şi sînt evidenţiate unele legi cinetice privind solidificarea lingourilor invers conice (,,Studiul cineticii procesului de solidificare a părţii axiale a lingourilor prin metoda sondării diferenţiate" de S. I. Skoblo ş.a.).

E. F. Tukanov ş.a. studiază problema presiunii la laminoarele de profile, prezentînd rezultatele cercetărilor experimentale privind presiunea metalului asupra cilindrilor de laminor (pentru un laminor de profile mijlocii de 500 mm, la caja degresoare trio de 550 mm şi la laminoare de profile uşoare de 330 şi 280 mm).

Publicaţia conţine articole şi din alte domenii ale siderurgiei, prezentînd cele mai noi metode de lucru şi ultimele procedee aplicate în industria metalurgică.

V. Dam.

M. Ia. Ostrouhov— Economia de cocs la furnale. Editura tehnică, 1963, 150 pag. (Traducere din l. rusă).

Autorul sovietic M. Ia. Ostrouhov, reuşeşte pe un număr limitat de pagini (150) să trateze o problemă foarte importantă şi de actualitate în siderurgie — economia de cocs la furnale.

Pînă nu de mult mijlocul principal de reducere a consumului de combustibil a fost mărirea temperaturii de preîncălzire a aerului. Metoda încă nu şi-a epuizat toate posibilităţile. Mulţi specialişti se mai preocupă de creşterea temperaturii de încălzire a aerului (peste 950—1100°C). Îmbunătăţirea preparării materiilor prime reprezintă un alt mijloc important de reducere a consumului de cocs. Se pune tot mai mult accent pe îmbogăţirea minereurilor de fier pentru a se obţine din ele concentrate şi aglomerate de bună calitate. Rezultatele acestor măsuri conduc la una din cele mai eficiente metode pentru reducerea consumului de cocs şi mărirea productivităţii furnalelor.

De dată recentă şi foarte susţinută de către specialişti, prezentînd mare interes, este introducerea de gaze reducătoare sau combustibil lichid în creuzet prin gurile de vînt sau prin orificiile speciale ale etalajului furnalului.

Creşterea vitezei de reducere a minereurilor prin folosirea acestor gaze trebuie să ducă la mărirea gradului de reducere indirectă şi, ca urmare, la micşorarea consumului de combustibil.

Mărirea cantităţii de aglomerat în încărcătură pînă la 70—85% în anul 1950 şi trecerea la preîncălzirea mai avansată a aerului insuflat (850—1000°C) au determinat o reducere importantă a consumului de cocs. Un mijloc deosebit de eficace s-a dovedit a fi utilizarea aglomeratului autofondant. Prin aplicarea acestor măsuri consumul de cocs s-a redus în ultimii ani la 600—700 kg/t fontă, iar o serie de furnale din U.R.S.S. au lucrat timp îndelungat cu un consum de cocs de 600—625 kg/t fontă.

În prezent se utilizează gazele naturale ca mijloc mai eficace de reducere a consumului de cocs la furnale, în comparaţie cu praful de cărbune. Insuflarea gazelor reducătoare (naturale, de cocs, de furnal etc.) în furnal are ca scop o economie de cocs pe seama creşterii capacităţii reducătoare a gazelor, a înlocuirii parţiale a căldurii dezvoltate prin arderea carbonului din cocs, prin căldura de ardere a gazului şi creşterea productivităţii furnalelor.

Menţionăm în mod deosebit aportul teoretic şi practic important pe care îl prezintă cartea amintită, aprofundarea şi asimilarea căreia reprezintă pentru specialişti o cale sigură în stăpînirea agregatului şi mărirea în ultimă instanţă a productivităţii acestuia.

În lucrare se prezintă rolul diferiţilor factori care influenţează asupra mărimii consumului de cocs din furnale şi se expun metodele de reducere a acestui consum pe baza experienţei uzinelor din U.R.S.S. şi de peste hotare.

Lucrarea este tradusă în limba romînă şi este destinată inginerilor, tehnicienilor şi lucrătorilor ştiinţifici din domeniul metalurgiei feroase, putînd fi folosită şi de studenţii facultăţilor din metalurgie.

Cu tot numărul de pagini redus al cărţii, conţinutul ei poate fi luat ca un îndreptar în activitatea specialiştilor.

M. Ispas

H. Schumann — Metalurgie fizică. Bucureşti, Editura tehnică, 1962, 580 pag., 1 012 fig., 76 tab. (traducere din limba germană).

Lucrarea cuprinde, în general, prezentarea amănunţită a cunoştinţelor actuale în legătură cu structura metalelor, definirea influenţelor diferitelor procedee de prelucrare asupra structurii metalelor şi aliajelor şi analiza tehnico-ştiinţifică a corelaţiei dintre structură şi proprietăţile mecanice ale aliajelor feroase şi neferoase.

Primul aspect considerat, prezentarea stadiului actual al cunoştinţelor legate de structura metalelor, se materializează printr-o expunere amănunţită a metodelor moderne de analiză utilizate în cadrul metalurgiei fizice şi a diagramelor de echilibru pentru metale şi aliaje. Metodica de prezentare a procedeelor de analiză este cu totul corespunzătoare. Fiecare procedeu este analizat în primul rînd sub aspect principal, apoi în ce priveşte practica operaţională, prezentîndu-se în concluzie o serie de date experimentale, fotografii, scheme, împreună cu consideraţiile necesare. Sînt evidenţiate procedeele utilizate în cadrul analizei microscopice, metodele de determinare a punctelor de transformare prin analiză tehnică sau a curbelor termice diferenţiale prin analiză dilatometrică sau magnetică şi procedeele bazate pe metoda modernă de analiză a structurii cu raze Roentgen.

Expunerea problemelor în legătură cu diagramele de echilibru ale metalelor şi aliajelor se caracterizează printr-o prezentare aproape didactică a materialului, permiţînd inteligibilitatea chiar în cazul unei culturi tehnice mai sumare. Aspectele caracteristice ale acestor probleme, descompunerea eutectică şi peritectică, variaţia solubilităţii în soluţii solide etc. nu sînt definite numai teoretic prin reprezentările grafice necesare, ci şi exemplificate prin fotografii clare şi sugestive.

În legătură cu influenţa, asupra structurii metalelor şi aliajelor, a procedeelor de prelucrare utilizate, lucrarea cuprinde elementele necesare prezentate suficient de amănunţit pentru a determina cunoaşterea caracteristicilor structurale cauzate de procesul de prelucrare considerat. Efectele procesului de turnare sînt urmărite sub aspectele caracteristice ale segregaţiilor, retasurilor, suflurilor şi incluziunilor, şi determinate cauzal pornind de la condiţiile teoretice ale diagramelor de echilibru. Influenţa procesului de prelucrare prin deformare plastică, prelucrarea la rece sau la cald, este prezentată în strînsă legătură cu corelaţia dintre proprietăţile mecanice ale aliajului şi caracteristicile de structură respective. Lipirea şi sudura sînt tratate sumar din punctul de vedere al influenţei asupra structurii. Se utilizează în cadrul capitolului, în largă măsură, metoda exemplificării cu fotografii, evitîndu-se schiţele care sînt mai puţin potrivite pentru precizarea realităţii. În mai multe cazuri se utilizează serii de fotografii comparative, în cadrul aceluiaşi proces, pentru a se evidenţia influenţa, asupra structurii aliajului, a variaţiei unuia dintre parametrii procesului.

Analiza structurii aliajelor feroase folosită în tehnică cuprinde o treime din lucrarea considerată. După cîteva scurte consideraţii asupra metodelor de producere a aliajelor feroase şi asupra clasificării şi simbolizării acestora, se face o amănunţită expunere a diagramei fier-carbon. În cadrul paragrafului apar şi exemple de calcul edificatoare pentru determinarea cantităţilor de constituenţi structurali dintr-un aliaj fier-carbon anumit.

Elementele însoţitoare ale fierului într-un oţel oarecare sînt considerate pe larg din punctul de vedere al influenţei prezenţei respective asupra calităţilor tehnice ale oţelului.

Tratamentul termic este analizat sub diversele aspecte specifice utilizate în practica tehnică, în strînsă legătură cu caracteristicile de structură şi cu calităţile tehnice ale oţelului tratat. Influenţa, în general, a elementelor de aliere şi aspectele specifice ale oţelurilor aliate formează obiectul unui paragraf separat.

Problemele în legătură cu fonta cenuşie şi fonta maleabilă sînt sumar prezentate.

Structura aliajelor neferoase utilizate în tehnică este pe larg prezentată, îndeosebi în ce priveşte aliajele aluminiului. Capitolul este însoţit, ca de altfel întreaga expunere, de fotografii clare şi edificatoare.

O serie de anexe cu aspect de memorator tehnic general completează lucrarea.

În concluzie, lucrarea prezentată analizează cele mai importante aspecte, din punct de vedere tehnic, ale metalurgiei fizice, constituind un valoros ajutor pentru inginerii metalurgişti şi mecanici din exploatare. În acelaşi timp, ea poate fi utilizată corespunzător şi de studenţii institutelor tehnice superioare.

N. Soare

CRONICĂ

Sesiunea tehnico-economică a inginerilor şi tehnicienilor de la uzinele Steagul roşu — Braşov.

Pentru dezbaterea în masele largi ale inginerilor şi tehnicienilor a celor mai importante probleme ridicate de trecerea la fabricaţia de serie a noilor tipuri de camioane, în luna decembrie 1962 comisia CNIT din uzină a organizat o sesiune tehnico-economică. Această sesiune s-a bucurat de un interes deosebit din partea grupului tehnic al uzinei şi a numeroşilor invitaţi de la întreprinderile colaboratoare şi din localitate, interes manifestat prin discuţiile purtate pe marginea referatelor prezentate.

La sesiune s-au prezentat următoarele referate: ,,Cuplul axă cu came — tacheţi la motorul SR —, de ing. *C. Ivăneanu*, în care s-au analizat cauzele constructive ale deteriorării premature a acestui cuplu, constatate în perioada de rodaj şi în exploatare, şi s-au expus teoriile moderne care stau la baza producerii acestui fenomen la motoarele de serie.

,,Stadiul actual al fabricării axelor din fontă aliată'', de ing. *F. M. Marinescu*, în care s-au expus influenţa factorilor metalurgici asupra uzurii premature a axelor cu came, manifestată prin fenomenul de ,,scuffing'' şi ,,pitting; s-au arătat măsurile luate la fabricarea axelor cu came pentru preîntîmpinarea acestor fenomene şi s-a analizat amănunţit soluţia tehnologică, adoptată în uzină, de turnare a axelor, din fontă aliată Cr-Mo-V, în coji de bachelită.

,,Tehnologii moderne de forjare'', de ing. *M. Codreanu*, în care după expunerea liniilor principale preconizate pentru modernizarea sectorului de forjă, s-a tratat procedeul de forjare de precizie prin rotaţie şi matriţarea pe maxiprese, comparativ cu procedeele clasice utilizate pînă în ultimul timp în mod curent în forja USRB.

,,Probleme tehnologice ivite după începerea fabricaţiei de serie a autocamionului SR, de ing. *A. Vlad*, în care s-au dat exemple de rezolvare a problemelor tehnologice ivite la ambutisarea şi prelucrarea prin aşchiere a cîtorva repere cu tehnologii complexe (janta roţii, biela, furcile axelor cardanice etc.) şi s-au exemplificat procedee avansate, ca strunjirea prin copiere, prelucrarea simultană a găurilor, presarea simultană şi succesivă etc.

,,Proiectarea şi dezvoltarea uzinelor Steagul roşu pentru noua producţie de autocamioane'', de ing. *O. Grigorescu*; după un scurt istoric al dezvoltării uzinei s-au expus problemele ivite la reprofilarea uzinei prin trecerea la fabricaţia de autocamioane de serie mică, precum şi problemele actuale puse de noua fabricaţie de autocamioane; s-au indicat liniile generale de transformare a uzinei în toate sectoarele ei principale.

;,Despre gradul de utilare, de ing. *S. Şerbănescu*; s-a lămurit noţiunea de grad de utilare, adică raportul dintre numărul de poziţii SDV întrebuinţate în procesul de producţie a unui produs şi numărul de repere din care este compus produsul respectiv, prin exemplificări din pregătirea efectuată pentru motorul SR şi autocamionul SR.

,,Propuneri pentru ridicarea tehnicităţii controlului dimensional la unele repere ale autocamionului SR'', de ing. *S. Başca*, în care s-au expus principalele forme tehnico-organizatorice de control şi mijloacele de măsurat utilizate în prezent în uzină, precum şi măsurile preconizate pentru viitor.

,,Productivitatea muncii şi căile de creştere a ei'', de ing. *H. Grigorescu*, în care, după tratarea teoretică a diferiţilor indicatori ai productivităţii muncii, s-a exemplificat corelaţia dintre aceşti indicatori cu valorile obţinute în uzină de la începutul fabricaţiei de autocamioane şi pînă în prezent.

,,Preţul de cost al autocamionului SR şi factorii de reducere în etapa actuală'', de economist Ioan Cepoiu, în care s-a expus conţinutul economic al preţului de cost, planificarea şi evidenţa acestuia, luînd ca bază cifrele realizate la fabricaţia autocamionului SR, şi s-au analizat căile principale de reducere în etapa actuală a preţului de cost.

Pe baza referatelor prezentate şi în urma discuţiilor purtate s-au făcut o serie de recomandări privind studiul cuplului camă-tachet, sub aspectul propunerii unei soluţii generale de calcul al sarcinii-limită de gripaj; introducerea în fabricaţie a controlului automat al profilului camelor; măsurile de intensificare a răcirii tacheţilor şi axelor cu came şi de asigurare a ungerii suprafeţelor în frecare; încheierea etapei de încercări privind turnarea axei cu came cu răcitori la vîrful camelor şi a axelor cu came de fontă cu grafit nodular; îmbunătăţirea calităţii formelor de coji de la turnarea axelor cu came, în vederea reducerii rebutului de turnare; dotarea şi înfiinţarea de laboratoare speciale etc.

M. Codreanu

Sesiunea de comunicări a Institutului de energetică al Academiei R.P.R.

În zilele de 15—16 martie a.c. s-a ţinut la Institutul de energetică al Academiei R.P.R. sesiunea anuală de comunicări a Institutului, cu care prilej au fost expuse rezultatele obţinute de Institut şi de către colectivele de cercetare în cursul anului care a trecut.

La această sesiune au fost prezentate 24 de comunicări din domeniile: energetică generală, electroenergetică, termoenergetică, maşini cu combustie internă, combustibili, procese de ardere. Din comunicările care au legătură cu tematica revistei noastre menţionăm următoarele:

,,Timpul de încălzire a barelor cilindrice profilate'', de A. Avramescu.

Durata încălzirii miezului unor corpuri cilindrice profilate introduse în ambianţe de temperaturi înalte sau supuse unor şocuri termice este necesar să fie cunoscută în vederea realizării economiei de timp şi de energie în procesele industriale metalurgice de încălzire şi răcire. Constanta de tinp a încălzirii tranzitorii în axa corpului cilindric la aplicarea unei trepte unitare a temperaturii pe suprafaţa corpului este un parametru potrivit în aprecierea practică a încălzirii miezului. Această constantă dedusă dintr-o integrare se asimilează cu timpul de răspuns (cunoscut în automatică) care poate să fie exact calculat fără a integra ecuaţiile diferenţiale ale cîmpului de temperatură. Se deduce că un cilindru cu secţiune poligonală regulată sau neregulată se comportă egal cu unul rotund, avînd ca perimetru cercul cu suprafaţă egală.

,,Cercetări asupra camerelor de ardere la motoarele cu antecameră'', de *C. A. Vasilescu*, *B. Barbescu* şi *N. Stoica*.

În această comunicare a fost tratată problema procesului de amestecare, aprindere şi ardere în motoarele cu aprindere prin compresiune cu camere de precombustie, urmărindu-se obţinerea unor soluţii constructive îmbunătăţite care să fie adaptabile la acest tip de motoare. S-au analizat mecanismul procesului de ardere caracteristic acestor tipuri de camere, formele reprezentative pentru tendinţele constructive moderne şi normele care delimitează dimensiunile geometrice uzuale. În centrul comunicării a stat problema influenţei turbulenţei asupra procesului de amestecare şi aprindere şi s-a studiat măsura în care aceasta poate să ducă la modificarea perioadei de întîrziere la autoaprindere. Rezultatele obţinute în urma experimentărilor au arătat că, datorită organizării unei turbulenţe bine definite ca intensitate şi dirijare, se poate stăpîni perioada de întîrziere la autoaprindere, impunînd acesteia acea valoare care să favorizeze desfăşurarea avantajoasă a procesului de precombustie şi de ardere în camera principală.

,,Comandarea avansului la declanşarea scînteii electrice la motoarele de autovehicul, în funcţie de presiune'', de *C. A. Vasilescu* şi *I. Ştefan*.

Ca o consecinţă a analizei modului cum variază valoarea avansului optim la declanşarea scînteii electrice cu turaţia la admisie totală şi curba avansului la limita de detonaţie se stabileşte că, la motoarele cu turaţie mare, se poate folosi numai acţiunea depresiunii din conducta de aspiraţie pentru a comanda variaţia avansului cu sarcina şi turaţia. Se arată apoi limitările pe care le poate aduce calitatea necorespunzătoare a benzinei acestui mod de comandare a avansului. Dat fiind că variaţia avansului la declanşarea scînteii electrice este diferită de variaţia depresiunii în conducta de aspiraţie, se pune problema realizării unei regiuni în galeria de aspiraţie în care variaţia depresiunii să fie corespunzătoare. Din analiza teoretică a procesului de curgere rezultă că există o asemenea posibilitate, deoarece diferitele rezistenţe la curgere determină variaţii diferite ale depresiunii cu debitul ce curge. În consecinţă, se propune să se studieze modul în care variază depresiunea la diferite regimuri ale motorului pe o instalaţie de suflare cu aer în regim permanent, prelucrarea datelor urmînd să se facă în funcţie de cifra Reynolds.

,,Influenţa aerului insuflat şi a geometriei carcasei asupra unghiului de pulverizare la arzătoarele cu pulverizare mixtă'', de *V. Ghia* şi *S. Tăbăcaru*.

Autorii şi-au propus să lămurească o problemă nestudiată, şi anume influenţa, asupra unghiului θ, a aerului insuflat şi a geometriei carcasei arzătoarelor turbionare cu pulverizare mixtă. La aceste arzătoare, unghiul θ influenţează mult mai mult procesul de ardere decît la alte tipuri de arzătoare. Pe baza experimentărilor efectuate pentru caracteristica injectorului A = const., variindu-se debitul de aer insuflat D_a şi caracteristica carcasei φ, a rezultat că: a) pentru aceeaşi valoare a caracteristicii φ, unghiul θ este cu atît mai mare, cu cît debitul de aer insuflat D_a este mai mare; b) la aceeaşi valoare a debitului de aer insuflat D_a, unghiul θ se măreşte pe măsură ce creşte factorul φ; c) influenţa aerului insuflat se micşorează o dată cu creşterea presiunii de injectare P_i; d) o dată cu creşterea caracteristicii φ, influenţa acesteia asupra unghiului θ se micşorează. În lucrare se arată că aceste constatări sînt valabile pentru oricare tip de arzător turbionar, indiferent de modul cum se realizează turbionarea. În ultima parte a comunicării se propune o metodă de comparare a performanţelor arzătoarelor cu pulverizare mixtă.

,,Cercetări privind realizarea arzătorului industrial C.P.M. de 250 kg/h'', de *V. Ghia* şi *E. Fercală*.

Arzătorul de păcură realizează pulverizarea mixtă combinînd pulverizarea mecanică la presiuni relativ scăzute (5—10 kg/cm^2) cu pulverizarea cu aer la joasă presiune ($\sim$100 kg/cm^2). Arzătorul de combustibil gazos, îmbinat într-o construcţie compactă cu arzătorul de păcură, a fost realizat astfel încît să asigure, practic, aceeaşi geometrie a flăcării ca la arderea păcurii. Trecîndu-se la metodica de calcul, s-a căutat să se obţină, la variantele experimentate, valorile optime pentru parametrul m, caracteristica geometrică a injectorului A şi invariantul carcasei Ω_0. S-a făcut şi verificat ipoteza că, păstrînd neschimbat debitul de aer, debitul şi natura combustibilului şi geometria injectorului, caracteristicile arderii sînt determinate de invariantul Ω_0. Arzătorul combinat *2* a fost calculat în ipoteza că invariantul Ω_0 are o valoare neschimbată. De asemenea, s-au menţinut aceleaşi valori optime pentru caracteristicile A şi m, determinate la studiul arzătorului combinat *1*. Condiţia Ω_0 = const. a fost realizată modificînd geometria carcasei spirale, însă menţinînd cu valori constante impulsul H_0 şi momentul cantităţii de mişcare a aerului M_0. Arzătorul combinat *2* aduce o importantă ameliorare arzătorului combinat *1*, prin faptul că, la funcţionarea pe combustibil gazos, permite reducerea rezistenţei aerodinamice de aproximativ cinci ori. Arzătorul realizat de Institutul de energetică permite şi funcţionarea cu aer preîncălzit la 150—250°C, avînd performanţe superioare arzătoarelor de construcţie clasică.

M. G.

REVISTA REVISTELOR

Liteinoe proizvodstvo nr. 1 1963. *D. P. Ivanov* — Îmbunătățirea organizării turnătoriei; *B. V. Knorre* și *A. D. Petrov* — Întreprindere tip centralizat după producerea și prelucrarea materialelor de formare; *N. V. Kandler* și *A. G. Kamenski* — Cămașă termoizolatoare; *L. D. Tușinski* și colab. — Modificarea siluminului la turnare sub presiune; *N. A. Bulîcev* și colab. — Modele mari pentru construcții tip carcase; *A. R. Komarov* — Construcție hidraulică pentru cîntărirea componenților încărcăturii; *I. D. Britva* și colab. — Despre problema vitezei de presare la mașinile pentru turnarea sub presiune; *A. M. Gora* și *V. A. Davîdov* — Sisteme de alimentare rotative la turnarea continuă a țevilor; *N. I. — Klocinev* și colab. — Particularitățile cristalizării fontei tratată cu magneziu, turnată în piese mari; *I. A. Vașukov* și colab. — Influența stibiului asupra structurii și proprietăților fontei cenușii; *I. N. Malinocika* și colab. — Studierea microsegregării Si în fontă cu ajutorul sondei electronice; *V. P. Migai* — Despre elaborarea fontei cenușii în vid; *V. P. Ivanov* și *A. G. Spasski* — Influența oxizilor de aluminiu în procesele de saturare cu gaze și degajarea gazelor din aluminiu și aliajele sale; *V. I. Iasnogorodski* — Proprietățile de turnare, ca bază pentru controlul calității fontei; *A. M. Ghenesin* și *O. I. Entov* — Folosirea analizei corelative pentru studierea volumului specific al deșeurilor la turnare. **Schimb de experiențe**: Topirea fontei de antifricțiune folosind discuri de oțel 18HGT; Turnarea paletelor pompelor și compresoarelor cu modele fuzibile cu adaosuri solubile; Cuzineți bimetalici ai barelor de cuptoare la laminoare; Cazuri rare de creștere a cristalelor; Mecanizarea și automatizarea încărcării cubilourilor, dezbaterea și curățirea pieselor turnate. Cubilou cu creuzet activ; Discurile statorului și rotorului turboburghiului din fontă tratată cu magneziu; Îmbunătățirea calității aliajului AL8; Turnarea verticală a pieslor în forme cu corp de revoluție. Metoda de hidroliză echivalentă a etilsilicatului; Căptușeală refractară cu hidroliză incompletă a etilsilicatului; Experiențe privind uscarea amestecurilor în straturi; O nouă metodă de fixare a paletelor turbinelor de aruncare a alicelor, specializarea turnătoriilor; Sistem internațional de unități; Utilaj de turnare la Tîrgul Internațional de la Leipzig 1962; **Nr. 2/1963.** *V. N. Saveiko* și colab. Scăderea consumului de oțel lichid în producerea de piese turnate fasonate pe calea folosirii maselotelor cu forme raționale; *N. D. Cesnokov* — Topirea fontei pentru cilindri în cuptoare Martin acide; *F. V. Smoliakov* și *E. I. Moșkevici* — Obținerea pieselor turnate de calitate din oțel 1H18N9T; *I. S. Suharciuc* și colab. — Interdependența parametrilor tehnologici ai topirii în cubilouri de diferite construcții; *S. A. Brainin* și *V. M. Kirpicinikov* — Semnalizator de nivel la triatron cu catod rece; *V. I. Loskutov* — Conducerea după program a procesului formării cu aruncător centrifugal; *A. M. Smiakov* — Cap de aruncare centrifugal, cu mai multe discuri; *P. V. Antonov* și *A. T. Kazimirov* — Uscător vertical pentru miezuri cu patru ramuri; *E. A. Davîdov* — Automatizarea executării miezurilor complicate; *A. V. Kaibicev* și *V. P. Cernoborvkin* — Despre limita inferioară a zonei de topire în cubilou; *I. N. Bogacev* și *G. V. Mahanek* — Termocinetica formării grafitului în fonta cenușie; *V. P. Migai* — Influența vacuumării asupra structurii și grafitizării fontei; *N. G. Ghirșovici* și *M. P. Simanoski* — Deformarea pieselor turnate în procesul răcirii lor în formă; *I. Cikeli* — Uzura și consumul de cochilă la turnarea aliajelor feroase; *I. A. Cernîșev* — Factorii fizici în procesul formării formelor cojilor; *L. M. Suvorov* — Particularitățile röntgenogramei oțelului 1H 18 N9 TL și 1H18N9L. Schimb de experiență: Mica mecanizare a turnătoriilor cu producție de serie mică; Executarea lingotierelor pentru lingouri pe conveior; Mărcile miezurilor verticale. Matrițe pentru executarea suporturilor de miez; Termoizolarea cojii din nisip pentru maselotele pieselor turnate din oțel; Amestecuri cu uscare rapidă ușor îndepărtabile la dezbatere; Sector complex mecanizat pentru pregătirea formelor cojii; Căptușeala bătută a oalelor pentru turnarea oțelului; Turnarea capacului din față al bucșelor de rulare; Obținerea fontelor de calitate prin dublă modificare; Dispozitiv pentru fixarea ramelor pe masa mașinilor de format; Obținerea pieselor turnate prin metoda centrifugală; Despre principiile de construcție ale sistemului automat de distribuire a amestecului de formare; Clasificarea tehnologică a argilelor de formare montmorillonitice și metodele de cercetare a lor.

Fonderie Nr. 203/1963. *A. Collaud* — Rolul umidității vîntului în elaborarea metalurgică a fontelor de cubilou; *P. Vasselin* și colab. — Studiul structurilor și proprietăților unui aliaj cupru-magneziu-aluminiu. **Note biblografice**: Sensibilitatea aliajelor de aluminiu turnate la formarea retasurilor.

Giesserei Nr. 2/1963. *F. Rubensdörffer* și *H. M. Kühn* — Metode metalurgice de topire a oțelului în cuptoare de inducție; *R. Racsh* — Influența izolării cu azbest la cuptoarele de inducție asupra formării crustei fritate și asupra gradientului de căldură al masei stampate; *K. H. Caspers* — Încercări de folosire a unui cuptor de inducție cu frecvență medie de 1,5 t pentru îmbunătățirea durabilității creuzetelor; **Nr. 3/1963.** *H. W. Zimnawoda* și *F. Bauer* — Transportul pneumatic al nisipului în turnătorie; *J. Köbel* — Probleme de formare și turnare în producerea pieselor turnate cu dimensiuni mari pentru construcția mașinilor-unelte; *G. Taubner* — Posibilități și limite pentru realizarea calităților înalte a materialelor pentru fonta cu grafit lamelar; *R. Wlodawer* — Mijloace noi pentru dimensionarea întăriturilor în formă de unghi la piesele de oțel turnate sub formă de plăci, bare și tuburi.

Fonderia Nr. 1/1963. *A. G. Fuller* — Ultrasunetele și examinarea fontei; O metodă de turnare specială pentru un metal special; *G. Barchiesi* — Procesul de topire cu ceară pierdută; Tratamentul termic al aliajelor de aluminiu turnate în piese; *K. Abresch* și *H. Lemm* — Determinarea coulombometrică a oxigenului din oțel după o extracție precedentă în curent de argon înainte de topire; *A. Paschke* — Proprietățile fontei cu grafit nodular la temperatură înaltă; Cum se alege un aglomerat; Note realtive la proporționalitatea dispozitivelor de turnare; *P. I. G. Barcelli* — Note asupra modelelor de turnătorie; Aliaje de bronz rezistente la cavitare.

Les mémoires scientifiques de la revue de métallurgie nr. 1/1963. *R. Castro* și colab. — Influența oxigenului asupra deformabilității la cald a oțelurilor austenitice inoxidabile; *M. Economopoulos* și colab. — Cîteva aspecte ale structurii bainitei în oțelurile carbon cu conținut variabil de mangan sau de molibden; *J. J. Trillat* și *L. Tertian* — Studiu prin difracție electronică a oxidării niobiului; *P. Ravizza* — Considerațiuni asupra unor factori care influențează fenomenele de coalescență a carburilor în oțelurile puternic aliate; *B. Sorel* și colab. — Cu privire la efectul grafitizant al elementului titan în fonte; *D. R. Wood* și *R. M. Cook* — Efectele impurităților în stare de urme asupra proprietăților de fluaj ale aliajelor cu conținut înalt de nichel; *J. Mercier* și *R. Chevigny* — Tratament de tipul călire-ecruisare-revenire asupra aliajelor de aluminiu la tratament termic.

La Metallurgia italiana nr. 12/1962. *M. Baj* — Încercări și progrese în aplicarea recoacerii izoterme la oțelurile hipereutectoide; *D. Buttinelli* și *G. de Gregorio* — Modificări ale structurii magneziului prin efectul ciclurilor termice.

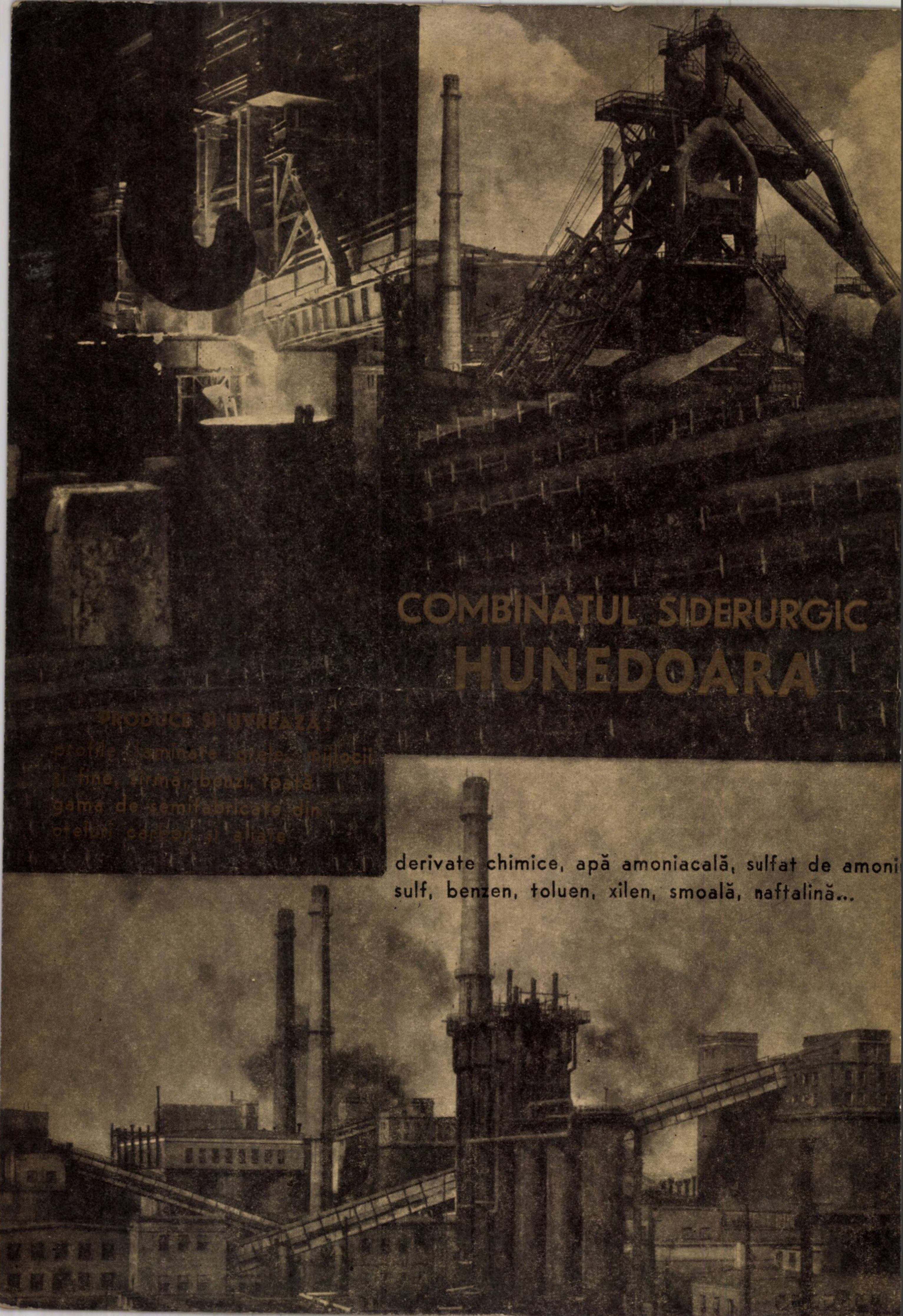
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

Fabrica de țevi

REPUBLICA

produce:

- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru prospecţiuni geologice
- Ţevi rotunde şi profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate laminate la cald cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul sub 6″, pentru instalaţii de apă, gaz şi abur



COMBINATUL SIDERURGIC
HUNEDOARA

PRODUCE ȘI LIVREAZĂ:
profile laminate grele, mijlocii
și fine, sîrmă, benzi, toată
gama de semifabricate din
oțeluri carbon și aliate

derivate chimice, apă amoniacală, sulfat de amoni
sulf, benzen, toluen, xilen, smoală, naftalină...

E 3280

METALURGIA

5

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XV • Nr. 5 • MAI 1963

uzinele

23 AUGUST

produc:

Piese turnate din oţel, pînă la 25 t/bucată

Piese turnate din oţeluri refractare

Piese turnate din oţel manganos

Piese turnate din fontă

Piese turnate din fontă modificată, pentru maşini-unelte

Piese forjate liber

Piese matriţate

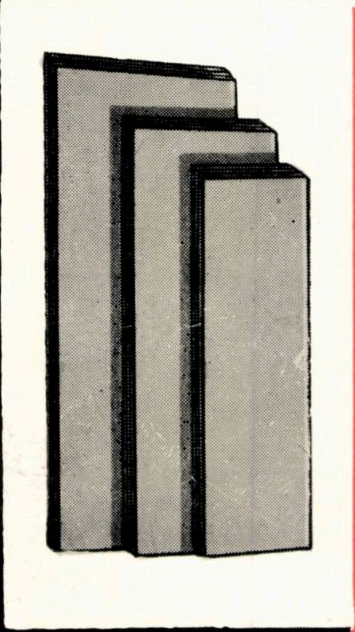
Oţeluri aliate pentru construcţii

Oţeluri pentru scule, aliate şi rapide

U23A

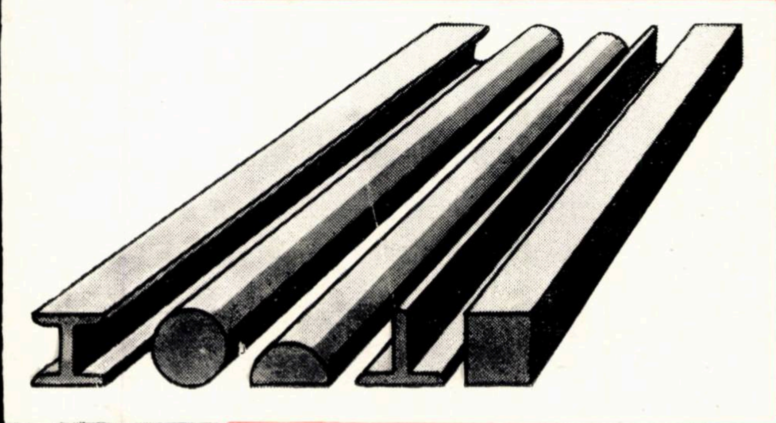
uzina

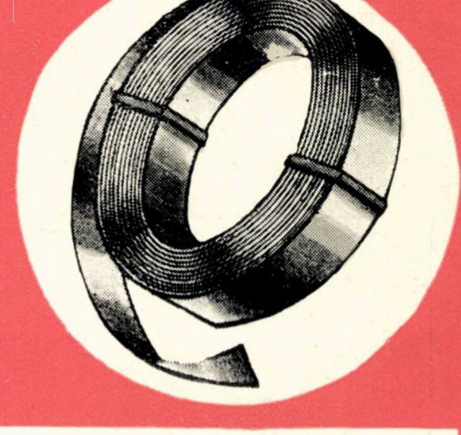
OŢELUL ROŞU

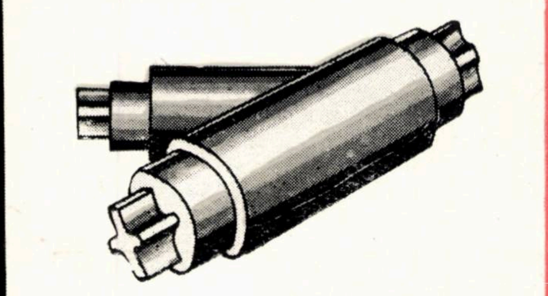


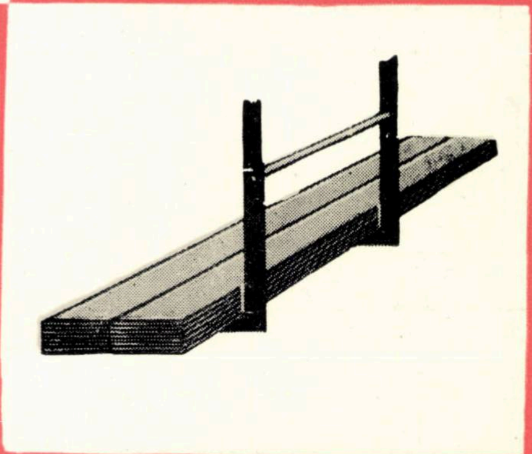
PRODUCE:

- Platine de oţel de 12,7 — 72 kg/m
- Ţagle plate de 13T/44; 160/32 şi 160/44 mm
- Ţagle 125 x 125 mm
- Tablă neagră de 0,5 — 1 mm grosime
- Tablă decapată de 0,5 — 4 mm grosime
- Table pentru construcţii mecanice, de 0,5 — 5 mm grosime
- Tablă silicioasă pentru industria electrotehnică, de 0,5 mm grosime
- Tablă zincată de 0,5 — 4 mm grosime
- Tablă zincată ondulată de 0,5 — 1,5 mm grosime
- Tablă neagră ondulată de 0,5 — 1,5 mm grosime
- Oţel beton de 30 — 40 mm diametru
- Oţel patrat de 8 x 8; 10 x 10 şi 12 x 12 mm
- Oţel semirotund 25 x 12,5 şi 38 x 19 mm
- Oţel lat de 20 — 40 mm lăţime şi 5 — 14 mm grosime
- Oţel lat pentru piuliţe OLF-OL38 de 17,5 x 9,5 şi 38 x 20 mm
- Oţel H pentru butoaie metalice de 32 x 23 x 5 mm
- Oţel T_4
- Oţel trapezoidal de 28 x 2,5 x 1,5 mm
- Cilindri turnaţi din fontă: cu crustă dură şi semidură
- Piese turnate din oţel şi alte metale
- Var gras industrial
- Oxigen tehnic
- Dolomită calcinată
- Tuburi flexibile pentru semănători

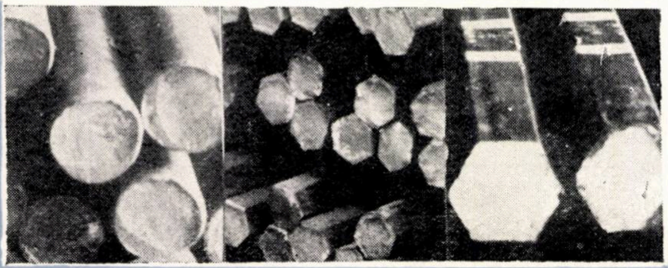






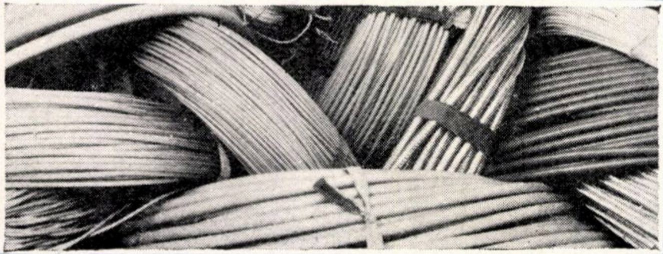


PRODUSE METALURGICE

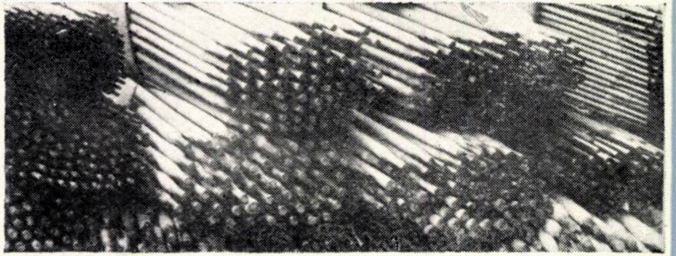


Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri de carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale.
Bare trase • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.

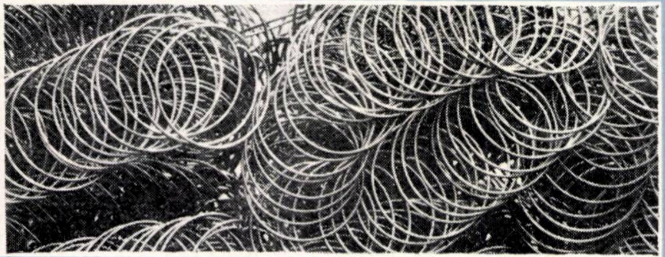
Cuie • de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.



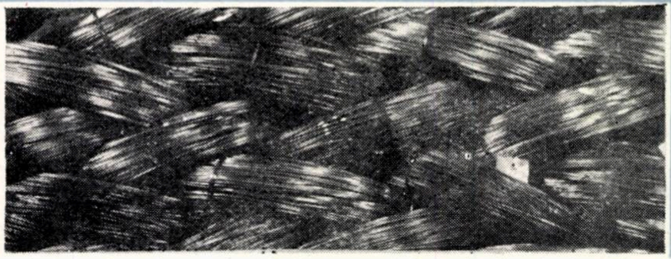
Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac.
Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV • Bandă izolatoare.



Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi, pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi fonte.



Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale din sîrmă de oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.

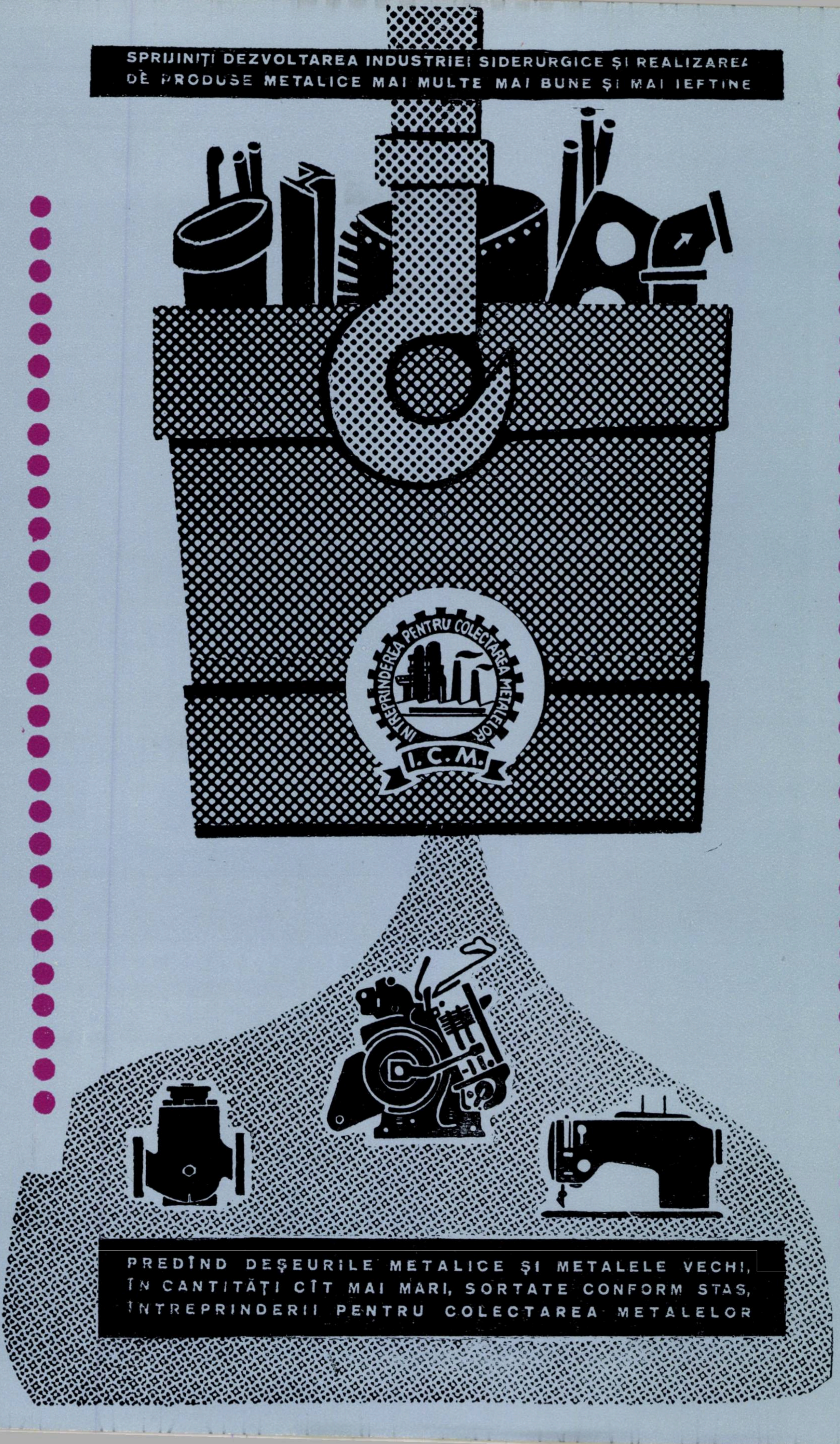


Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite întrebuinţări.
Sîrme trase neferoase • din cupru, şi din alamă.
Sîrme zincate • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.

INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA – TURZII ● STR. MALINOVSKI Nr. 133 ● TELEFON: 2, 9, 14 şi 32 ● REG. CLUJ

SPRIJINIȚI DEZVOLTAREA INDUSTRIEI SIDERURGICE ȘI REALIZAREA DE PRODUSE METALICE MAI MULTE MAI BUNE ȘI MAI IEFTINE


ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR
I. C. M.

PREDÎND DEȘEURILE METALICE ȘI METALELE VECHI, ÎN CANTITĂȚI CÎT MAI MARI, SORTATE CONFORM STAS, ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR

VELA

Păstrarea nuanţei la 140°C
Rezistenţă la intemperii
Duritate
Elasticitate
Luciu

EMAILURI

HEXOL

PENTRU ORICE OBIECTE METALICE

USCARE 20′ LA 140°C, ÎN CUPTOR

FABRICA DE LACURI ŞI VOPSELE

TIMIŞOARA • STR. PENEŞ CURCANUL Nr. 5 • TELEFON 25-71

METALURGIA

Anul 15 nr. 5 mai 1963

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

CUPRINS

Niță, I. : **Progresul tehnic la Combinatul Siderurgic Hunedoara** 337

David, V. și *Stănescu, D.* : **Fabricarea cocsului metalurgic din huile de gaz prin procedeul clasic** . . 338

Kaba, E. și *Liveanu N.* : **Imbunătățirea dozării amestecurilor de cărbuni pentru cocsificare** . . 345

Cărpinișan, O. și *Taflan, M.* : **Incercări de valorificare a acidului cianhidric din gazul de cocs** . . . 348

Folticska, M. și *Răileanu, V.* **Mărirea productivității mașinilor de aglomerare și lărgirea bazei de combustibil** 352

Popescu, M. : **Progrese în mecanizarea unor operații la cuptoarele Martin** 354

Faur, S. : **Sudarea vetrei la cuptoarele de 400 t** 358

Murariu, A. și *Samoilescu, S.* : **Calibrarea și laminarea profilului pentru armătura de mină** 362

Klöckl, O. : **Incărcarea automată cu sudură sub flux a cilindrilor de laminor cu sîrmă înalt aliată** . . . 367

Klöckl, O. : **Determinarea rapidă a bazicității zgurelor Siemens Martin prin metoda termodiferențială** 371

Extrase

Folosirea oxigenului la elaborarea oțelului în cuptoarele electrice ; Influența stibiului asupra structurii și proprietăților fontei cenușii 374

Recenzii 378

Cronică 379

Informații 381

Revista revistelor 383

CZ 669.1.013.5 (R)

I. Niță : **Progresul tehnic la Combinatul siderurgic Hunedoara.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 5, p. 337–338

CZ 662.741.3 : 662.662

V. David și *D. Stănescu* : **Fabricarea cocsului metalurgic din huile de gaz prin procedeul clasic.**

Pe baza încercărilor industriale s-a stabilit tehnologia optimă de fabricare a cocsului metalurgic prin procedeul clasic din huile de gaz degresate cu semicocs. Se arată influența diferiților factori asupra procesului de cocsificare.

Metalurgia 15 (1963), nr. 5, p. 338–345

CZ 662.741.3

E. Kaba și *N. Liveanu* : **Îmbunătățirea dozării amestecurilor de cărbuni pentru cocsificare.**

Se descrie o instalație pneumatică automată care asigură condiții îmbunătățite de curgere a cărbunilor în silozuri și o dozare mai uniformă a amestecurilor de cărbuni pentru cocsificare.

Metalurgia 15 (1963), nr. 5, p. 345–347

CZ 662.764.3 : 661.664.004.8

O. Cărpinișan și *M. Taflan* : **Încercări de valorificare a acidului cianhidric din gazul de cocs.**

Încercările de laborator efectuate de autori arată că este posibilă micșorarea proporției, de la 1 g/Nm^3 la 0,2 g/Nm^3, de acid cianhidric din gazul de cocs cu formare de tiocianat de amoniu. Se stabilește procesul tehnologic corespunzător.

Metalurgia 15 (1963), nr. 5, p. 348–352

CZ 622.781 : 669.162.12 : 662.749.2 : 338.062.413

M. Folticska și *V. Răileanu* : **Mărirea productivității mașinilor de aglomerare și lărgirea bazei de combustibil.**

Prin adăugarea varului în șarjă în proporție de 2 % se obține o creștere a productivității mașinilor la aglomerare cu circa 10%. Înlocuirea a 30% din combustibilul șarjei de aglomerare cu semicocs duce la micșorarea prețului de cost al aglomeratului, fără ca proprietățile fizico-mecanice ale acestuia să se înrăutățească.

Metalurgia 15 (1963), nr. 5, p. 352–354

CZ 669.183.211.368 :338.062.214.1

M. Popescu : **Progrese în mecanizarea unor operații la cuptoarele Martin.**

În articol se prezintă unele realizări din domeniul mecanizării muncii în oțelăriile Martin, privind evacuarea zgurei primare, evacuarea oțelului în două oale și evacuarea zgurei din camera de zgură.

Metalurgia 15 (1963), nr. 5, p. 354–358

CZ 669.183.41 : 621.183.22

S. Faur : **Sudarea vetrei la cuptoarele de 400 t.**

În lucrare se arată procedeul de sudare a stratului monolit de pe vatră, înclinații și pereți la cuptorul Martin bazic de mare capacitate.

Metalurgia 15 (1963), nr. 5, p. 358–362

CZ 662.281.5 : 621.771.26

A. Murariu și *S. Samoilescu* : **Calibrarea și laminarea profilului pentru armătura de mină.**

Se descrie tehnologia de obținere a profilului pentru armătura de mină, de tip clopot, folosind sistemul clasic de calibrare.

Metalurgia 15 (1963), nr. 5, p. 362–366

CZ 621.771.2 : 621.791.920

O. Klöckl : **Încărcarea automată cu sudură sub flux a cilindrilor de laminor cu sîrmă înalt aliată.**

Încărcarea cu sîrmă feritică înalt aliată cu crom a cilindrilor de laminor asigură o creștere a rezistenței la uzură a stratului de la suprafață și mărirea durabilității cilindrilor în exploatare.

Se arată influența compoziției sîrmelor de sudură și a fluxurilor folosite.

Metalurgia 15 (1963), nr. 5, p. 367–371

ДК 669.1.013.5 (R)

И. Ницэ: **Технический прогресс на Хунедоарском металлургическом комбинате.**

Metalurgia 15 (1963), № 5, стр. 337–338

ДК 662.741.3 : 662.662

В. Давид и Д. Станеску: **Производство металлургического кокса из газового угля классическим способом.**

На основании промышленных испытаний разработана оптимальная технология производства металлургичесого кокса классическим способом из обезжиренного газового угля, с полукоксом. Показано влияние различных факторов на процесс коксования.

Metalurgia 15 (1963), № 5, стр. 338–345

ДК 662.741.3

Е. Каба и Н. Ливеану: **Усовершенствование дозировки угольных смесей для коксования.**

Приводится описание автоматической пневматической установки, обеспечивающей лучшие условия стекания угля в бункеры и более равномерную дозировку угольных смесей, используемых для коксования.

Metalurgia 15 (1963), № 5, стр. 345–347

ДК 662.764.3 :661.664.004.8

О. Кэрпинишан и *М. Тафлан*: **Попытки рекуперации синильной кислоты из коксового газа.**

Проведенные авторами лабораторные испытания подтвердили возможность снижения содержания синильной кислоты с 1 г/нм^3 до 0,2 г/см^3 в коксовом газе, с образованием тиоцианата аммония. Разработан соответствующий технологический процесс.

Metalurgia 15 (1963), № 5, стр. 348–352

ДК 622.781 :669. 162.12 : 662.749.2 :338.062.413

М. Фольтичка и *В. Рэйляну*: **Повышение производительности установок для спекания и расширение топливной базы.**

При добавлении извести в шихту в 2 % соотношении достигается повышение агломерационных машин примерно на 10 %. Замена 30 % топлива агломерируемой шихты полукоксом ведет к снижению себестоимости агломерата, не ухудшая его физико-механические свойства.

Metalurgia (1963), № 5, стр. 352–354

ДК 669.183.211.368 : 338.062.214.1

М. Попеску: **Достижения в области механизации ряда операций на мартеновских печах.**

В статье приводятся достижения в области механизации труда на мартеновсхких печах, касающиеся удаления первичного шлака, выпуска стали в 2 ковша и удаления шлака из шлаковой камеры.

Metalurgia 15 (1963), № 5, стр. 354–358

ДК 669.183.41 : 621.183.22

С. Фаур: **Сварка пода в 400-тонных печах.**

В статье указан способ сварки монолитного слоя, покрывающего под печи, наклонных участков и стенок мощной основной мартеновской печи.

Metalurgia 15 (1963), № 5, стр. 358–362

ДК 622.281.5 : 621.771.26

А. Мурариу и *С. Самойлеску*: **Калибровка и прокатка профильных деталей для шахтной крепи.**

Описывается технология производства профильной стали для шахтной крепи, колокольного типа, при применении классической системы калибровки.

Metalurgia 15 (1963), № 5, стр. 362–366

ДК 621.771.2 : 621.791.92

О. Клекль: **Автоматическая наплавка сваркой под флюсом валков прокатного стана высоколегированной проволкой.**

Наплавка валков прокатных станов ферритовой проволкой с высоким содержанием хрома обеспечивает повышение износоустойчивости поверхностного слоя и увеличение прочности валков во время эксплуатации.

Показано влияние состава используемых видов сварочной проволки и флюсов.

Metalurgia 15 (1963), № 5, стр. 367–371

DK 669.1.013.5 (R)

I. Niță: **Technische Fortschritte im Eisenhüttenwerk Hunedoara.**

Metalurgia 15 (1963), H. 5 S. 337–338

DK 662.741.3 : 662,662

V. David und *D. Stănescu*: **Herstellung des Hochofenkoks aus Gassteinkohle nach dem klassischen Verfahren.**

Auf Grund der industriellen Versuche wurde das beste Herstellungsverfahren für die Erzeugung des Hochofenkoks, aus mittels Schwelkoks entfetteter Steinkohle, nach dem klassischen Verfahren, festgelegt. Der Einfluss der verschiedenen Faktoren auf den Verkokungsvorgang wird hervorgehoben.

Metalurgia 15 (1963) H. 5. S. 338–345

DK 662. 741.3

R. Kaba und *N. Liveanu*: **Bessere Möllerung der Kohlenmischung für die Verkohlung.**

Es wird eine automatisch-pneumatische Anlage beschrieben, welche bessere Fliessbedingungen der Kohlen in die Silos und eine gleichmässigere Möllerung des Kohlengemisches für die Verkokung sichert.

Metalurgia 15 (1963), H. 5, S... 345–347

DK 662.764.3 : 661.664.004.8

O. Cărpinişan und *M. Taflan*: **Versuche der Verwertung der in den Koksgasen enthaltenen zyanhydrischen Säure.**

Die von den Autoren ausgeführten Laboratoriumsversuche zeigen, dass eine Herabsetzung der in den Koksgasen enthaltenen Proportion von zyanhydrischen Säure von 1 g/Nm^3 auf 0,2 g/Nm^3, mit Bildung von Ammoniumthiozyanat, möglich ist. Der entsprechende Arbeitsvorgang wird festgestellt.

Metalurgia 15 (1963), H. 5, S. 348–252

DK 622.781 : 669.162.12 : 662.749.2 : 338.062.413

M. Folticska und *V. Răileanu*: **Erhöhung der Arbeitsproduktivität der Sintermaschinen und die Erweiterung der Brennstoffbasis.**

Durch Zusatz von Kalk zur Charge im Verhältnis von 2 % wird eine Erhöhung der Arbeitsproduktivität der Maschinen bei der Sinterung um etwa 10 % erreicht. Der Ersatz von 30 % des Brennstoffs der Sinterungscharge durch Halbkoks führt zu einer Verminderung des Kostenpreises des Agglomerats, ohne Verschlechterung der physischen und mechanischen Eigenschaften desselben.

Metalurgia 15 (1963), H. 5, S. 352–354

DK 669.183.211.368 : 338.062.214.1

M. Popescu: **Fortschritte in der Mechanisierung einiger Arbeitsvorgänge bei den Siemens-Martinöfen.**

Die Arbeit bringt einige Erfolge auf dem Gebiet der Arbeitsmechanisierung in den Siemens-Martinstahlwerken, bezüglich der primären Schlackenabführung, der Abführung des Stahls in zwei Töpfen und der Schlackenabführung aus dem Schlackenkasten.

Metalurgia 15 (1963), H. 5, S. 354–358

DK 669.183.41 :621.183.22

S. Faur: **Schweissung des Herds bei den** 400 **Tonnen Öfen.**

In der Arbeit wird der Schweissungsvorgang der monolithen Schicht des Herdes, der Neigungen und der Wände des basischen Siemens-Martin-Ofens grosser Kapazität beschrieben.

Metalurgia 15 (1963), H. 5, S. 358–362

DK 622.281.5 : 621.771.26

A. Murartu und *S. Samoilescu*: **Kalibrierung und Walzen des Profils für Grubenarmatur.**

Es wird der zur Erlangung des Grubenarmaturprofils vom Glockentypus nötige Arbeitsvorgang, bei Benützung des klassischen Kalibrierungssystems, beschrieben.

Metalurgia 15 (1963), H. 5, S. 362–366

DK 621.771.2 : 621.791.92

O. Klöckl: **Automatische Beschickung der Walzen mit hochlegiertem Draht mittels Lichtbogenschweissung mit im Fluss versenktem Lichtbogen.**

Die Beschickung der Walzen mit hochlegiertem Eisenchromdraht sichert einen grösseren Verschleisswiderstand der oberflächlichen Schicht und eine längere Dauerhaftigkeit der Walzen im Betrieb.

Es wird der Einfluss der Zusammensetzung der Schweissdrähte und der benützten Ströme gezeigt.

Metalurgia 15 (1963), H.5, S. 367–371

CD 669.1.013.5 (R)

I. Niță: **Le progrès technique aux usines sidérurgiques de Hunedoara.**

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 337–338

CD 662.741.3 : 662.662

V. David et *D. Stănescu*: **La fabrication, par le procédé classique, du coke métallurgique au moyen de l'huile de gaz.**

Sur la base des essais industriels on a établi la meilleure technologie pour la fabrication du coke métallurgique, par le procédé classique, au moyen de l'huile de gaz dégraissée à l'aide du semi-coke. On montre l'influence des différents facteurs sur le processus de cokéfaction.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 338—345

CD 662. 741.3

E. Kaba et *N. Liveanu*: **L'amélioration du dosage des mélanges de charbons pour la cokéfaction.**

On décrit une installation pneumatique automatique qui assure, d'une part, de meilleures conditions pour l'écoulement du charbon dans les silos et, d'autre part, un dosage plus uniforme des mélanges de charbons en vue de la cokéfaction.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 345—347

CD 662.764.3 : 661.664.004.8

O. Cărpinișan et *M. Taflan*: **Essais d'utilisation de l'acide cyanhydrique contenu dans le gaz de coke.**

Les essais de laboratoire effectués par les auteurs ont démontré qu'il est possible de diminuer la proportion (de 1 g/Nm^3 à 0,2 g/Nm^3) de l'acide cyanhydrique contenu dans le gaz de coke, avec formation de thiocyanate d'ammonium. On précise le processus technologique correspondant.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 348–352

CD 622.781 : 669. 162.12 :662.749.2 :338.062.413

M. Folticska et *V. Răileanu*: **L'augmentation de la productivité des machines de concrétion et l'accroissement de la base des combustibles.**

En ajoutant 2 % de chaux dans la charge on obtient une augmentation de 10 % de la productivite des machines de concrétion. Le remplacement du combustible de la charge par le semi-coke, dans une proportion de 36 %, entraîne la diminution du prix de revient de l'agglomérat sans avoir une mauvaise influence sur ses propriétés physiques et mécaniques.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 352–354

CD 669.183.211.368 : 338.062.214.1

M. Popescu: **Progrès dans la mécanisation de certaines opérations executées dans les fours Martin.**

On présente quelques exemples de mécanisation du travail dans les aciéries Martin, concernant l'évacuation de la scorie primaire, l'évacuation de l'acier dans deux poches et l'évacuation de la scorie de la chambre du laitier.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 354–358

CD 669.183.41 : 621.183.22

S. Faur: **La soudure de la sole des fours de 400 t.**

On explique le procédé de soudure de la couche monolithe formée dans la sole, sur les pentes et les murs du four Martin basique de grande capacité.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 358–362

CD 622.281.5 : 621.771.26

A. Murariu et *S. Samoilescu*: **Le calibrage et le laminage du profil pour les soutènements de mine.**

On décrit la technologie employée afin d'obtenir le profil pour les soutènements de mine (type cloche), par le système classique de calibrage.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 362–366

CD 621.771.2 : 621.791.92

O. Klöckl: **Le rechargement automatique par la soudure sous flux des cylindres des laminoirs avec du fil métallique fortement allié.**

Le rechargement avec du fil métallique ferritique fortement allié au chrome des cylindres des laminoirs augmente la résistance à l'usure de la couche de surface et, en même temps, accroît la durée d'exploitation des cylindres.

On montre l'influence de la composition des fils métalliques de soudure et des flux utilisés.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 367–371

DC 669.1.013.5(R)

I. Niță : **Technical progress at the Metallurgic Aggregate Works Hunedoara.**

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 337–338

DC 662.741.3 : 662.662

V. David and *D. Stănescu* : **Manufacturing of blast furnace coke from gas coal by means of the classic procedure.**

Basing on industrial experiments, the best technology for the manufacturing of blast furnace coke from degreased gas coal, by means of the classic procedure with semi-coke, has been established. The influence of the different factors on the coking process is shown.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 338–345

DC 662.741.3

E. Kaba and *N. Liveanu* : **Amelioration of the preparation of the coal mixture for coking.**

A new pneumatic automatic plant which secures better flow conditions of the coals into the silos and a more uniform preparation of the coal mixture for coking is described.

Metalurgia, 15 (1963), no. 5, p. 345–347

DC 662. 764.3 : 661.664.004.8

O. Cărpinișan and *O. Taflan* : **Experiments for the utilization of the cyanhydric acid contained in the coke gases**

The laboratory experiments carried out by the authors have shown that it is possible to reduce the proportion of cyanhydric acid contained in the coke gases from 1 g/Nm^3 to 0,2 g/Nm^3, with production of ammonium thiocyanate. The corresponding operating process is established.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 348–352

DC 622.781 : 669.162.12 : 662.749.2 : 338. 062.413

M. Follicska and *V. Răileanu* : **Increase of the productivity of the agglomerating machines and widening of the fuel basis.**

By the addition of lime in proportion of 2 % to the charge an increase of about 10 % of the productivity of the machines in agglomeration is obtained. The substitution of 30 % of the fuel of the agglomeration charge with semi coke leads to the reduction of the cost price of the agglomerate, without any diminution of its physic and mechanic properties.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 352–354

DC 669.183.211.368 :338.062.214.1

M. Popescu : **Progresses in the mechanization of some operations in the open hearth furnaces.**

• The work presents some realizations in the field of work mechanization in the open hearth steel plants, regarding the primary slag tapping, the tapping of steel into two pots and the tapping of the slag contained in the slag chamber.

Metalurgia 15 (1963) no. 5, p. 354–358

DC 669. 183.41 : 621.183.22

S. Faur : **Welding of the furnace in the 400 t hearths.**

The work presents the process of welding of the monolith layer of the hearth, inclinations and walls of the basic open hearth furnace of high capacity.

Metalurgia 15 (1963) no. 5, p. 358–362

DC 622. 281.5 : 621.771.26

A. Murariu and *S. Samoilescu* : **Calibration and rolling of the profile for mine armature.**

The technology used for the obtention of the profile for mine armature of the bell type is described, the utilized calibration system being the classic one.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 362–366

DC 621.771.2 : 621.791.92

O. Klöckl : **Automatic charge of the rolls with high alloyed wire by means of flux shielded arc welding.**

The charging of the rolls with high alloyed ferrochrome wires secures an improvement of the wear resistance of the surface layer and an increase of durability of the rolls in exploitation.

The influence of the composition of the welding wires and of the utilized fluxes is shown.

Metalurgia 15 (1963), no. 5, p. 367–371

METALURGIA

ANUL 15
Nr. 5
BUCUREŞTI
MAI
1963

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI ŞI
AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.

DIN EXPERIENŢA COMBINATULUI SIDERURGIC HUNEDOARA

CZ 669.1.013.5 (R)

Progresul tehnic la Combinatul siderurgic Hunedoara

Ing. ION NIŢĂ

Un rol conducător în accelerarea progresului tehnic, în perfecţionarea utilajelor şi agregatelor, revine automatizării şi mecanizării care constituie principalii factori de creştere a productivităţii muncii şi de sporire a eficacităţii economice a producţiei.

Introducerea şi extinderea mecanizării şi automatizării ca factor de promovare a progresului tehnic în siderurgie ocupă un loc important în preocupările colectivului de muncă din combinat.

Stabilirea proceselor şi operaţiilor care pot fi automatizate sau mecanizate se face metodic, avînd la bază fundamentări teoretice şi studii tehnico-economice în care se corelează un întreg sistem de indicatori care trebuie să conducă la o înaltă eficacitate economică.

Dintre mecanizările şi automatizările realizate la Combinatul siderurgic Hundeoara şi cele planificate să fie realizate, vom da cîteva exemple.

A fost mecanizat transportul pe bandă al cocsului metalurgic la secţia I furnale, concomitent cu ciuruirea lui. Prin aplicarea acestei măsuri, producţia de fontă a crescut cu circa 2,5%, iar consumul specific de cocs a scăzut cu circa 3%.

Automatizarea reglării proporţiei de aer şi combustibil la secţia I şi a II-a de oţelărie a permis stabilirea unui regim termic intens, contribuind la creşterea indicilor de utilizare şi la reducerea consumului specific de căldură.

Furnalul de 1 000 m^3 şi liniile continue de laminare funcţionează cu o automatizare complexă. S-a automatizat reglarea temperaturii aerului insuflat în furnalele secţiei I (furnalele 1 şi 4).

În vederea creşterii capacităţii de laminare a blumingului este preconizată introducerea, încă în acest an, a automatizării cajei de laminare prin comanda automată după program a ridicării cilindrului superior, cu limitarea automată a treptelor de viteză ale acţionării principale, controlul automat al presiunii la caje, al temperaturii motorului reversibil şi asincron, al temperaturii lingoului etc.

În domeniul intensificării proceselor şi al tehnologiilor înaintate s-a procedat la punerea în concordanţă a proceselor tehnologice cu caracteristicile de performanţă ale agregatelor şi utilajelor, după ce în prealabil s-au fundamentat teoretic rezultatele tehnico-economice urmărite.

În producţia de fontă, încă din anul 1959 s-a trecut la introducerea gazului metan drept combustibil în furnale. Asimilarea în scurt timp a noii tehnologii a fost posibilă prin încercări susţinute, dezvoltînd cercetările pe o cale proprie. Efectele economice obţinute în aplicarea acestei tehnologii au dus la economii de cocs de circa 10% în raport cu consumurile realizate anterior.

Începînd cu anul 1960 s-a pus la punct tehnologia de fabricare şi folosire în furnale a aglomeratului autofondant, care a dus la creşterea producţiei de fontă cu circa 18 000 t şi la reducerea consumului de cocs cu circa 45 000 t pe an, prin utilizarea a 1 milion tone aglomerat autofondant.

În domeniul producţiei de oţel se aplică metoda încărcării minereului de decarburare pe vatră, ceea ce duce la reducerea uzurii stratului refractar de contact cu încărcătura metalică. Prin această metodă se asigură menţinerea unui profil corect al vetrelor cuptoarelor Martin şi se reduce simţitor timpul reparaţiilor la cald.

Pentru creşterea încărcării termice s-a trecut la utilizarea bolţilor bazice suspendate cu aplicarea contrafortului în arc, asigurîndu-se totodată condiţii pentru arderea completă în cuptor şi pentru schimbul raţional de căldură în camerele regeneratoare.

În viitorul apropiat se vor face progrese importante prin construirea cuptorului complet bazic care, pe de o parte, va contribui la intensificarea regimului termic, iar pe de altă parte, va mări fondul de timp în funcţiune, ca urmare a creşterii durabilităţii tuturor părţilor cuptorului la nivelul durabilităţii bolţilor.

Pentru reducerea timpului de reparaţie la rece a cuptoarelor Martin s-a mecanizat operaţia de evacuare a zgurei din camerele de zgură, iar la unele cuptoare, la care a fost posibilă modificarea părţii inferioare, s-au introdus camere mobile de zgură, prin adaptarea construcţiei canalelor verticale în formă de „trompetă". Cu ocazia reparaţiilor la rece, schimbarea camerelor mobile de zgură se face fără nici o dificultate, iar în ultimul timp s-au făcut încercări reuşite de schimbare a lor chiar în timpul funcţionării cuptorului.

În producţia de laminate s-au adus, de asemenea, modificări tehnologice importante. Astfel, la laminarea oţelurilor aliate s-a stabilit o tehnologie de încălzire diferenţiată pe grupe de mărci de oţeluri, ceea ce a permis reducerea pierderilor de metal cu circa 15% la oţelurile de rulmenţi, de transformator, de dinam, 40MC11 etc.

Îmbunătăţirea calităţii laminatelor, în special ca aspect al suprafeţei, a fost realizată prin introducerea decapării chimice, care a permis descoperirea tuturor defectelor de suprafaţă, la o gamă de oţeluri destinate prelucrării prin refulare.

Pentru reducerea consumului de cilindri de laminor, s-a pus la punct tehnologia de încărcare prin sudură automată sub flux şi călirea superficială a cilindrilor cu flacăra şi curenţi de înaltă frecvenţă, ceea ce a dus la realizarea unor prestaţii importante, pe calibre, între două restrunjiri.

În ultimul timp, se aplică laminarea la toleranţe negative a profilelor fasonate, ceea ce, datorită greutăţii liniare mai reduse, duce la o economie însemnată de metal la întreprinderile consumatoare. În acelaşi scop, s-a trecut la asimilarea profilelor economice, urmînd ca aceasta să continue şi în viitor.

Sîntem convinşi că muncind cu perseverenţă şi abnegaţie, înfăptuind directivele partidului privind creşterea nivelului tehnic şi îmbunătăţirea continuă a calităţii produselor, Combinatul siderurgic Hunedoara va reuşi să dea patriei socialiste cantităţi sporite de oţel în sortimente care să corespundă celor mai înaintate cerinţe ale progresului tehnic.

CZ 662.741.3:662.662

Fabricarea cocsului metalurgic din huile de gaz prin procedeul clasic*

Ing. VLADIMIR M. DAVID şi ing. DUMITRU A. STĂNESCU

Pe baza principalelor lucrări de cercetare efectuate în vederea proiectării uzinei cocsochimice de la Hunedoara [1], s-au stabilit unele concluzii privind tehnologia de fabricare a cocsului metalurgic.

Referitor la materia primă s-a recomandat, ca amestec principal, şarja formată din 72—73% cărbuni de Lupeni, 10% cărbuni de Anina, 7% cărbuni de Doman şi 9—10% semicocs, iar ca amestec de înlocuire, şarja formată din 82—84% cărbuni de Lupeni şi 16—18% semicocs. Se menţionează că rezultate mai bune s-au obţinut la un conţinut de 12—14% materii volatile în semicocs.

Cu privire la procesul tehnologic s-a stabilit necesitatea măcinării cărbunilor la 100% sub 5 mm şi măcinarea semicocsului la 85—90% sub 1 mm; se pot obţine rezultate satisfăcătoare şi prin măcinarea acestuia din urmă la 100% sub 3 mm. De asemenea, s-a arătat că măcinarea excesivă a semicocsului nu are o influenţă sensibilă asupra creşterii rezistenţei mecanice a cocsului.

Pentru amestecurile recomandate s-a stabilit necesitatea comprimării la o greutate volumetrică de 0,98—1,03 t/m^3.

Asupra regimului de cocsificare nu s-au făcut recomandări, menţinîndu-se doar condiţiile de lucru la cocseria de la Reşiţa, unde s-au făcut încercări industriale. Principalii parametri geometrici şi tehnologici au fost: lăţimea cuptoarelor de cocs — 430 mm; temperatura în verticalele de control — 1 240-1 250°C; durata de cocsificare — 18 h.

---

* La efectuarea încercărilor industriale au participat: ing. *I. Bimbea*, ing. *I. Călinescu*, ing. *C. Gherghel*, ing. *Gh. Pavel*, ing. *M. Taflan*, iar la prelucrarea datelor statistice, ing. *V. Bostan* şi ing. *E. Kaba*.

Cu privire la temperatură s-a precizat că mărirea acesteia peste limitele indicate nu va avea o influență simțitoare asupra calității cocsului, deci s-a considerat ca regim de referință regimul existent la Reșița în perioada încercărilor.

Cocsurile fabricate în condițiile arătate mai sus au fost experimentate la Hunedoara într-un furnal de 152,24 m³ volum util. Principalele caracteristici ale cocsurilor și rezultatele obținute la experimentări sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

	Cocs obținut din :	
	amestec de bază	amestec de înlocuire
Cenușă anhidră, %	12,77	11,63
Sulf total anhidru, %	1,86	2,22
Rezistență la toba Simmersbach :		
+40 mm, %	54,50	55,30
0–10 mm, %	8,85	12,90
Consumuri specifice raportate la fontă de aceeași calitate* :		
minereu, kg/t	2 032,70	2 037,80
calcar, kg/t	529,60	539,60
cocs, kg/t	989,26	1 034,10
Producție medie la fontă, t/zi	107,00	102,37
Indice de utilizare, t/m³ volum util zi	0,705	0,678

* Pregătirea încărcăturii la furnal a fost executată în condiții speciale.

La darea în exploatare a primei baterii de cocs, în august 1955, nu a fost posibilă utilizarea amestecului stabilit ca optim, adoptîndu-se amestecul de înlocuire, adică al rețetei 84–82% cărbuni Lupeni și 16–18% semicocs.

În primele luni de exploatare, calitatea cocsului a fost nesatisfăcătoare, caracterizîndu-se printr-o rezistență mecanică scăzută, cu variații mari și un conținut ridicat de cenușă, sulf și de umiditate. Rezultatele medii obținute în cursul anului 1955 sînt redate în tabela 2.

Tabela 2

Perioada	Cenușă în cocs anhidru, %	Sulf în cocs anhidru, %	Umiditate, %	Rezistența la toba Sundgreen		
				minimă, kg	maximă, kg	medie, kg
Octombrie	13,86	2,99	7,08	110	265	219
Noiembrie	13,86	3,08	8,59	172	260	236
Decembrie	14,05	3,07	8,37	195	267	238

Întrucît cocsul produs nu se putea utiliza decît parțial și cu rezultate economice slabe la furnalele mici activitatea de bază a colectivului de cocsari s-a axat pe problema îmbunătățirii rezistenței mecanice a cocsului. În acest scop au fost efectuate, în condiții de exploatare curentă, lucrări de verificare a parametrilor tehnologici și de stabilire a influenței acestora asupra proprietăților fizico-mecanice ale cocsului

În continuare, se prezintă principalele concluzii rezultate în urma încercărilor industriale, cum și ale prelucrării datelor statistice*.

Calitatea cărbunilor. Factorii hotărîtori ai nivelului calitativ al cocsului îi constituie proprietățile tehnologice ale cărbunilor și proporțiile în care sînt utilizați la cocsificare, întrucît acestea, determină conținutul de cenușe sulf și ordinul de mărime a rezistenței mecanice a cocsului.

Din examinarea calității cărbunilor de bază utilizați la încercările industriale din anul 1949 și a celor utilizați în perioada anilor 1955–1957 se constată o înrăutățire a acestora din urmă, așa cum rezultă din tabela 3.

Tabela 3

Caracteristicile cărbunilor de Lupeni	1949	Exploatare industrială	
		1955	1957
cenușă (cărbune anhidru), %	8,04	8,1 –9,2	
sulf (cărbune anhidru), %	2,46	2,85–3,02	
volatile (cărbune anhidru), %	36,4	38,5	
Indici Sapojnikov :			
grosimea stratului plastic (y), mm	15	9–11	
contracția (x), mm	38	36–55	
Aglutinare	31	—	

La începutul anului 1956 au fost introduși în amestecul de cocsificare cărbunii de la Uricani, iar în anul 1957, cărbunii extrași la mina Vulcan, ceea ce a înrăutățit calitatea șarjei de cocsificare, atît prin nivelul mai scăzut al proprietăților de aglutinare și cocsificare [2, 3, 4], cît și prin faptul că proporția dintre acești componenți avea variații mari de la o zi la alta. Acest fenomen apare și mai evident dacă se ține seamă de variațiile mari de calitate a cărbunilor extrași la aceeași mină, așa cum rezultă din figura 1, în care se prezintă

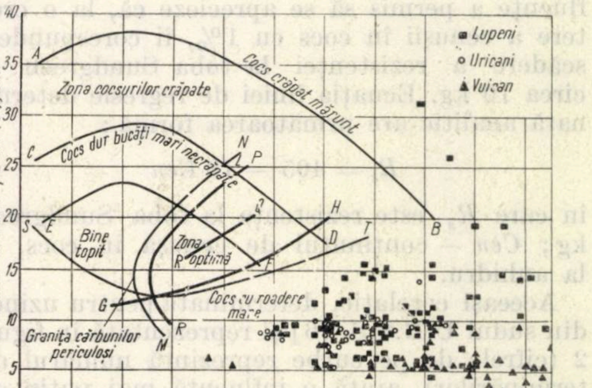


Fig. 1

---

* Aceasta se referă numai la perioada utilizării în șarje a cărbunilor indigeni.

variația calității cărbunilor (apreciată după metoda Sapojnikov) din datele obținute în urma unor cercetări speciale efectuate în bazinul Văii Jiului [3].

Modificarea proprietăților de aglutinare a cărbunilor de Lupeni prin adaos de cărbuni de Uricani și, ulterior, cărbuni de Vulcan a impus verificarea necesarului de degresant (semicocs) în șarjă. Rezultatele obținute în condiții industriale similare (tabela 4) au arătat că, prin introducerea cărbunilor de Uricani în proporție de 15%, nivelul rezistenței a scăzut cu circa 10 kg, iar necesarul de semicocs a scăzut cu cu circa 2% [5].

Tabela 4

Numărul încercărilor	Componența șarjei			Rezistența cocsului Sundgreen,	
	Lupeni, %	Uricani, %	semicocs, %	rămas în tobă, kg	fracția 0 – 10 mm, kg
Ru-3	82	—	18	291	42
Ru-3b	69,2	14,8	18	272	61
Ru-5	69,3	14,7	16	280	47
Ru-6	70,1	14,9	15	277	52
Ru-4	71,0	15,0	14	274	49

Reducerea semicocsului sub proporția necesară are ca efect scăderea rezistenței datorită creșterii friabilității, însă majorarea participării semicocsului peste valoarea optimă are ca efect o creștere sensibilă a roaderii cocsului (fracția 0—10 mm), friabilitatea avînd același ordin de mărime ca și la șarja formată numai din cărbuni de Lupeni și semicocs. În cazul amestecurilor de cărbuni de Lupeni, de Uricani, de Vulcan (L.U.V.), necesarul optim de semicocs a fost de 16%.

Conținutul ridicat de cenușă al materiilor prime din primii ani de exploatare s-a dovedit a avea o influență negativă asupra rezistenței cocsului și în condițiile uzinei cocsochimice. Determinarea pe bază statistică a acestei influențe a permis să se aprecieze că, la o creștere a cenușii în cocs cu 1%, îi corespunde o scădere a rezistenței la toba Sundgreen de circa 10 kg. Ecuația liniei de regresie determinată analitic are următoarea formă:

$$R_s = 405 - 10\,Cen$$

în care R_s este rezistența la toba Sundgreen, kg; *Cen* — conținutul de cenușă în cocs, % la anhidru.

Aceeași corelație, determinată pentru uzinele din sudul U.R.S.S. [6] și reprezentată în figura 2 (cifrele de pe curbe reprezintă numărul determinărilor), arată o influență mai puțin accentuată, scăderea rezistenței corespunzătoare unui procent de cenușă fiind de 8,3 kg. Aceasta se explică prin calitatea mai bună a cărbunilor utilizați la uzinele amintite.

Calitatea semicocsului apreciată prin conținutul de materii volatile, cenușă, sulf și umiditate, nu a fost satisfăcătoare în primii ani de exploatare a Uzinei cocsochimice. Aceasta s-a manifestat printr-un conținut ridicat și variabil de materii volatile și umiditate.

Cercetările privind acest component al șarjei au stabilit că cenușa și materiile volatile influențează direct rezistența mecanică a cocsului, iar conținutul de umiditate, numai în măsura în care împiedică pregătirea normală a șarjei.

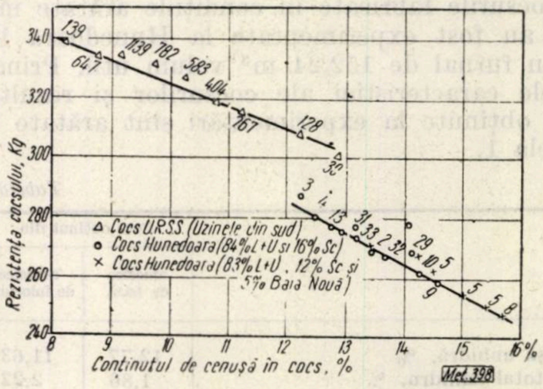


Fig. 2

Influența conținutului de materii volatile din semicocs asupra rezistenței mecanice a cocsului (fig. 3) este neliniară, fiind cu atît mai accentuată cu cît crește conținutul de materii volatile în semicocs.

Explicația acestui fenomen a fost găsită prin urmărirea îndeaproape a loturilor de semicocs. Astfel s-a stabilit că loturile de semicocs intrate la dozare nu erau omogene din punctul de vedere al materialelor volatile, existînd variații mari de la un vagon la altul, în special la semicocsul produs în cuptoare Ab-der-Halden. Probele medii (MV) pe vagoane (fracționate în clasele de 3 mm și peste 3 mm, iar acestea la rîndul lor fracționate prin plutire la densități de 1 și 1,2), cu materii volatile mai scăzute sînt mult mai omogene decît cele cu materii volatile ridicate, așa cum rezultă din figura 4 [5].

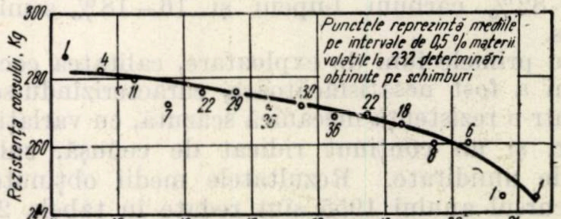


Fig. 3

Din figură se vede că în cazul unui conținut mediu de circa 14% materii volatile, conținutul de materii volatile a variat între 12 și 15% (fig. 4*a*). La circa 20% materii volatile în proba medie, fracțiunile au un conținut între 17,5 și 26% materii volatile (fig. 4*b*), iar la un conținut mediu de 26,6%, fracțiunile au variat între 20,6 și 28%.

Utilizarea unui astfel de semicocs echivalează cu introducerea în șarjă a cărbunilor energetici (P.A.L.) degradați, ceea ce influențează asupra rezistenței cocsului, atît prin lipsă de degresant (creșterea friabilității), cît și prin introducerea unui component neaglutinabil (creșterea roaderii — fracția 0—10 mm).

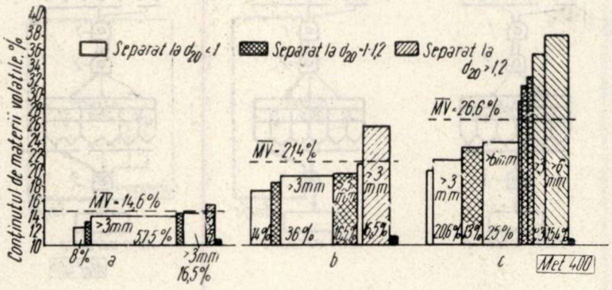


Fig. 4

Semicocsul de fluidizare s-a dovedit a fi un degresant mult mai omogen decît cel obținut în cuptoarele Ab-der-Halden, analiza fracțiunilor indicînd variații de ordinul ± 2% absolute față de conținutul determinat în proba medie.

Deficitul de semicocs din perioada anilor 1955—1957 a impus efectuarea unor studii de înlocuire a acestuia prin alți degresanți [7—11]. În prima fază, aceste încercări au fost efectuate în cutii de 30—100 kg cocsificate în cuptoarele de cocs, după care s-a trecut la pregătirea unor șarje de 60—100 t în condiții de exploatare curentă.

Ca înlocuitori ai semicocsului s-au experimentat: huilă antracitoasă de Baia Nouă, praful de furnal și praful de cocs. Rezultatele industriale au fost în general nesatisfăcătoare, motiv pentru care s-a renunțat la utilizarea acestor înlocuitori (tabelele 5 și 6).

Rezultatele mai slabe obținute folosind huilă de Baia Nouă și praf de cocs față de valoarea medie a rezistenței, obținută cu șarja normală, s-au manifestat prin creșterea accentuată a friabilității cocsului. Întrucît finețea de măcinare a degresanților a fost relativ uniformă, iar parametrii regimului de cocsificare au avut valori apropiate, creșterea friabilității se poate explica numai prin comportarea diferită a acestor degresanți față de cea a semicocsului în procesul de cocsificare și, într-o măsură mai mică, printr-o răscoacere a cocsului. Excepție face rețeta B1 în care s-au utilizat cărbuni de Baia Nouă spălați la Anina și care au conținut circa 50% șlam de la flotație, deci un amestec de Baia Nouă cu Anina.

Cocsul de la încercările industriale cu praf de furnal a avut un aspect netopit de conglomerat friabil și cu roadere mărită. Pe baza încercărilor cu praf de furnal s-a ajuns la concluzia că introducerea în șarje a acestui degresant inert cu particule oxidate la suprafață necesită în compensare participarea în rețetă și a unui cărbune cu materiale volatile reduse, însă cu o capacitate mare de aglutinare.

Tabela 5

Seria și numărul încercărilor	Componența șarjei			Caracteristicile degresantului de înlocuire		Rezistența la toba Sundgreen		Cocs produs, t
	cărbuni de Lupeni, %	semicocs, %	degresant de înlocuire, %	Cenușă, %	materii volatile, %	R_s (kg)	0—10 mm	
Normală	84	16	—	—	—	277	33	—
	a)	cărbuni de Baia Nouă						
B—1	84	8	8	17,9	15,7	267	49	554
B—11	84	14	2	20,7	14,5	261	40	1 860
B—7	83	12	5	27,6	12,2	258	38	1 050
B—12	83	8,5	8,5	26,1	14,1	244	43	204
	b)	praf de cocs						
C—1	84	11,4	4,6	13,0	1,45	225	34	260
C—2	82	9,0	9,0	13,0	1,45	147	48	140
	c)	praf de furnal						
F/1—8	84	10	6	91,1	1,8	217	58	120
F/1—7	84	8	8	91,1	1,8	210	63	70
F/1—9	88	8	6	91,1	1,8	210	46	70

Tabela 6

Seria și numărul încercărilor	Granulația degresantului, %				
	0,3 mm	0,5 mm	1 mm	2 mm	3 mm
Normală	46,2	77,5	84,1	94,7	98,1
B—1	45,0	72,5	78,5	88,5	97,5
B—11	45,2	68,6	86,1	96,7	97,5
B—7	44,1	71,7	84,1	95,5	96,8
B—12	50,0	75,0	87,0	97,0	98,3
C—1	42,5	75,0	83,0	98,0	99,0
C—2	38,5	71,5	81,0	96,5	98,0
F/1—8	42,0	75,0	83,0	97,5	98,0
F/1—7	38,3	80,8	89,5	99,0	99,5
F/1—9	48,5	97,5	99,0	100,0	100,0

Pregătirea șarjei de cocsificare. Fluxul tehnologic de pregătire a cărbunilor pentru cocsificare începe de la intrarea acestora în secțiile de spălare, de aceea trebuie acordată o deosebită atenție asigurării constanței calității tehnologice și chimice a cărbunilor spălați. Nu este indiferent faptul că diferitele sorturi (mărci) de cărbuni în procesul de spălare se amestecă la întîmplare, în proporții constante, sau se spală separat, întrucît nivelul calitativ și constanța calității cărbunilor (factori hotărîtori pentru calitatea cocsului) pot fi compromise în această etapă a fluxului tehnologic.

Pregătirea șarjei de cocsificare la Uzina cocsochimică din Combinatul siderurgic Hunedoara constă în: depozitarea pe sortimente, măcinarea, dozarea și amestecarea componenților, umezirea șarjei, încorporarea de microadaosuri și comprimarea piloților de cărbune.

La depozitare trebuie să se țină seamă de faptul că, în contact cu aerul, cărbunii adsorb oxigen, se oxidează și își pierd din capacitatea de cocsificare [2, 12, 13]. Acest fenomen este mai pronunțat la huilele de gaz decît la cele de cocs [14, 15].

Influența stocării se resimte foarte puternic asupra rezistenței cocsului. Astfel, la cocsificarea șarjei stocate în turnul de cărbuni peste 40 de zile, rezistența cocsului, a scăzut sub 100 kg. Același lucru a fost observat în perioadele în care cărbunii livrați de preparația Lupeni conțineau și cărbuni stocați timp îndelungat în aer liber.

S-a constatat că stocarea șarjei mai mult decît 6—8 zile se resimte asupra calității cocsului, prin accelerarea procesului de oxidare datorită umidității și suprafeței mari de contact cu atmosfera.

În condițiile cocsificării amestecurilor de cărbuni cu participarea și a unor componenți cu slabe proprietăți de aglutinare-cocsificare, măcinarea componenților șarjei are o deosebită importanță pentru obținerea unui cocs de calitate. Aceasta explică atenția acordată acestei probleme de toți cercetătorii din domeniul cocsificării cărbunilor [16—21]. Fluxul tehnologic inițial de pregătire a șarjei (fig. 5, schema I: *1* — concasoare treapta I; *2* — concasoare treapta a II-a; *3* — amestecătoare) permitea măcinarea componenților în maximum două trepte, prima constituind o măcinare preliminară în mori cu ciocane, cu clapetă de evacuare, avînd deschiderea grătarelor de 30 mm, iar treapta a doua, o măcinare în același tip de mori, însă cu o deschidere a grătarelor de 5 mm. Granulațiile obținute în aceste condiții au fost nesatisfăcătoare.

Pentru îmbunătățirea fineței de măcinare s-au redus deschiderile grătarelor la treapta I de la 30 mm la 15 mm, iar la treapta a II-a de la 5 mm la 3 mm, însă nici această modificare nu asigură o finețe corespunzătoare a șarjei.

Îmbunătățirea măcinării a fost realizată prin adoptarea unei soluții de provizorat care a permis remăcinarea semicocsului sau a șarjei. Avînd această posibilitate, s-a trecut la remăcinarea șarjei (fig. 5, schema a II-a), efectuîndu-se și lucrări pentru determinarea caracteristicilor de măcinare a semicocsului prin recirculare. Ca rezultat al acestor încercări s-a trecut apoi la remăcinarea de trei ori a semicocsului (fig. 5, schema a III-a).

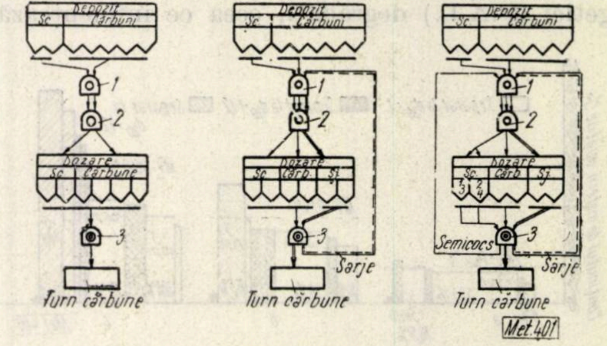


Fig. 5

Finețele de măcinare, determinate prin curbele integrale ale trecerilor pentru cărbuni, semicocs și șarje după aceste scheme sînt redate în tabela 7.

Tabela 7

Materialul	Numărul schemei	Finețea de măcinare, %			
		0,5 mm	1 mm	2 mm	3 mm
Cărbuni	I	—	72,8	91,2	93,6
	II	61,1	69,9	90,9	91,6
	III	58,2	72,0	87,9	92,0
Semicocs	I	63,0	71,3	89,2	94,3
	II	71,8	81,1	92,0	97,8
	III	76,0	85,1	94,5	98,2
Șarje	I	—	72,5	90,7	93,9
	II	77,9	83,0	95,7	98,5
	III	69,8	80,9	95,4	96,8

După schema a III-a de lucru rezultă o îmbunătățire a compoziției granulometrice prin reducerea fracției sub 0,5 mm la cărbuni și creșterea aceleiași fracții la semicocs. Îmbunătățirea granulației la semicocs este totuși nesatisfăcătoare dacă se ține seamă de numărul mare de măcinări. Acest fapt se datorește caracteristicilor concasoarelor, al căror efect de mărunțire peste un anumit număr de remăcinări devine insensibil [5]. De aceea, s-a preconizat completarea fluxului de pregătire cu mori de alte caracteristici (mori cu turație rapidă).

Dozarea exactă și amestecarea intimă a componenților șarjei a constituit o preocupare permanentă, întrucît de aceste operații depinde respectarea rețetei, deci constanța și nivelul de rezistență a cocsului.

Exigența acordată dozării a permis să se obțină de la început rezultate mulțumitoare, abaterile absolute încadrîndu-se în ±0,5% pe medie la loturile de dozare. Totuşi, în timpul dozării, abaterile momentane atingeau valori mari, pînă la 4% pentru cărbuni şi 3% pentru semicocs, ceea ce avea ca efect reducerea gradului de uniformitate a şarjei. Această neuniformitate a calităţii şarjei era evidentă la examinarea cocsului pe rampă.

Principalele cauze care produceau variaţii la dozare au fost : formarea de lipituri pe pereţii silozurilor de dozare, amestecarea de loturi cu umidităţi diferite în acelaşi siloz şi gradul de umplere a silozurilor, care varia în timpul dozării. Curgerea neuniformă a materialelor pe mesele de dozare era corectată printr-un control la intervale mici de timp (din 3 în 3 min) cu reducerea sau mărirea corespunzătoare a deschiderii telescoapelor.

Determinările privind gradul de omogenizare a şarjei au arătat că amestecătoarele montate iniţial nu asigurau o bună omogenizare, această defecţiune fiind eliminată prin remăcinarea şarjei. Ulterior, amestecătoarele, prevăzute cu stator activ numai pe jumătate din circumferinţă, au fost înlocuite prin agregate mai puternice al căror stator a fost completat cu bare pe întreaga circumferinţă. Acest tip de amestecătoare a dat rezultate bune, asigurîndu-se omogenizarea necesară.

S-a arătat [22] că, în cazul cocsificării cărbunilor gazoşi, reducerea umidităţii şarjei influenţează pozitiv rezistenţa cocsului. Rezultatele statistice obţinute la Uzina cocsochimică a Combinatului siderurgic Hunedoara nu au permis să se tragă o concluzie pentru perioada menţionată.

Pentru a favoriza comprimarea şi a mări stabilitatea piloţilor, umidităţile de lucru erau ridicate, variind între 10 şi 12%.

Comprimarea şarjei, realizată în această perioadă, s-a menţinut în general la nivelul de 0,95 – 1,05 kg/dm³. Stabilirea influenţei gradului de comprimare asupra rezistenţei cocsului s-a făcut prin încercări în cutii de 100 kg, cocsificate la partea superioară a piloţilor. Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabela 8.

Tabela 8

Rezistenţa la toba MICUM	Greutatea specifică în grămadă, kg/cm³ (greutate volumetrică)			
	0,75	0,9	1,0	1,1
M 40	41	55,6	54,5	55,6
20–40	—	14,8	18,2	12,5
10–20	25,6	11,1	15,2	14,8
M 10	33,4	12,0	12,1	11,1

Din aceste date rezultă că, peste greutăţi volumetrice de 0,9 kg/dm³, rezistenţa la toba MICUM (M40) se menţine aproximativ constantă, însă are o reducere a fracţiunii 0—10 mm (M10), ridicînd prin aceasta calitatea cocsului.

Regimul de cocsificare. În primele luni de exploatare a bateriei de cocs nr. 1, datorită variaţiilor mari ale perioadei de cocsificare, consecinţă a nepunerii la punct a agregatelor ce deserveau bateria, s-a lucrat cu temperaturi de ordinul a 1 140—1 180°C. La finele anului 1955, acest nivel a fost ridicat la 1 220—1 240°C, adică la nivelul termic din perioada experimentărilor. În urma concluziilor stabilite cu ocazia creşterii temperaturii de la 1 180 la 1 240°C, cît şi a unor rezultate obţinute la cîteva cuptoare în primul trimestru al anului 1956, nivelul termic a fost ridicat la 1 350—1 380°C.

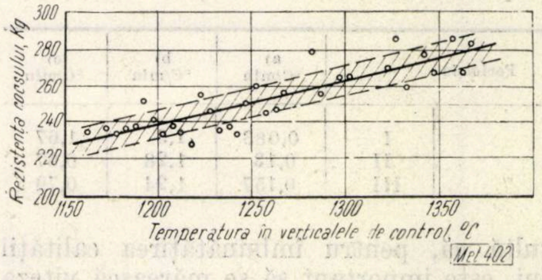


Fig. 6

Corelaţia dintre rezistenţa cocsului şi temperatura în verticalele de control, stabilită pe baza datelor obţinute în perioada amintită, cînd s-a lucrat cu şarje avînd 84—85% cărbuni de Lupeni şi 15—16% semicocs, este prezentată în figura 6.

Influenţa temperaturii asupra calităţii cocsului a fost verificată şi în perioada de dare în exploatare a bateriei de cocs nr. 2 (martie 1957), cînd la aceeaşi componenţă a încărcăturii la bateria de cocs nr. 1, cu un nivel termic de 1 360—1 380°C şi o perioadă medie de cocsificare de 27 h, rezistenţa medie a cocsului a fost de 258 kg faţă de numai 171 kg la bateria nr. 2, care lucra cu nivel termic de 1 120—1 170°C.

Legat de nivelul termic al bateriilor de cocs au fost făcute măsurări privind viteza de încălzire (cocsificare) a încărcăturii de cărbuni.

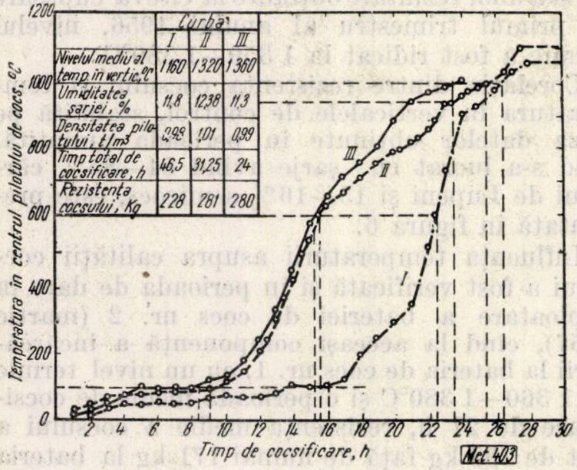
Rezultatele au arătat că, pentru şarja cu 83—86% cărbuni de Lupeni şi 14—17% semicocs, creşterea temperaturii în centrul pilotului de cocs (punctele de măsurare fiind situate la două treimi de la baza pilotului) are următoarele particularităţi (fig. 7) : a) perioada iniţială, pînă la 100°C, este de 16 h la nivelul termic de 1 160°C (curba I), de 9 h în cazul unui nivel de 1 320°C (curba a II-a) şi 8,5 h la nivelul termic de 1 360°C (curba a III-a în verticalele de control ; b) durata necesară pentru creşterea temperaturii între 100 şi 600°C este aproximativ aceeaşi pentru toate cazurile, variind între 6 şi 7 h, funcţie de natura cărbunilor ; c) zona de degazare între 600°C şi 950—1000°C a fost foarte scurtă (4 h) în primul caz, provocînd o accentuată fisurare secundară a cocsului (procent ridicat de fracție între 10 și 25 mm), de 10,5 h în cazul al doilea și 8,3 h în cazul al treilea, ceea ce are ca efect o reducere a fisurării secundare, deci o creștere a rezistenței.

Exprimînd viteza de cosificare prin creșterea temperaturii în unitatea de timp (°C/min) la centrul pilotului, cele trei perioade sînt caracterizate prin următorii coeficienți :

Perioada		a) °C/min	b) °C/min	c) °C/min
Curba	I	0,083	1,3	1,67
Curba	II	0,13	1,28	0,67
Curba	III	0,157	1,24	0,79

Rezultă că, pentru îmbunătățirea calității cocsului, este important să se mărească viteza de încălzire în prima perioadă la maximum posibil, iar pentru perioada finală la sub 0,8°C/min.

Întrucît aceste determinări n-au avut caracter de masă, iar timpul total de cocsificare a fost diferit (fig. 7), s-a urmărit statistic și influența acestui parametru (fig. 8).



	Curba I	Curba II	Curba III
Nivelul mediu al temp. în vertic. °C	1160	1320	1360
Umiditatea şarjei, %	11,8	12,38	11,3
Densitatea pilotului, t/m³	0,98	1,01	0,99
Timp total de cocsificare, h	46,5	31,25	24
Rezistența cocsului, Kg	228	281	280

Fig. 7

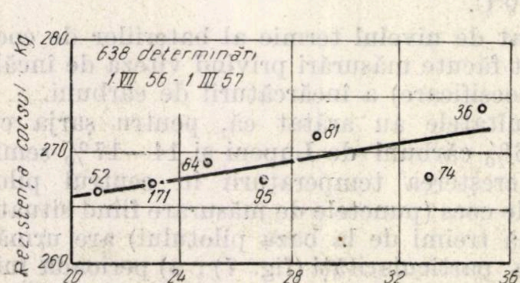


Fig. 8

Datele statistice au arătat că, pentru șarja formată numai din cărbuni de Lupeni + Uricani și semicocs, mărirea duratei de cocsificare are o influență favorabilă asupra creșterii rezistenței cocsului, scoțînd în evidență și mai mult influența vitezei de încălzire în perioadele inițială și finală.

Concluzii. Prin analiza datelor statistice obținute în aproape doi ani de funcționare a uzinei cocsochimice de la Hunedoara și prin încercări industriale s-au stabilit parametrii de funcționare pentru fabricarea cocsului metalurgic prin procedeul clasic, exclusiv din huile de gaz degresate cu semicocs. Principalele concluzii sînt următoarele :

— pentru șarjele formate numai din huile de gaz de Valea Jiului (Lupeni + Uricani) degresate cu semicocs, aplicarea tehnologiei îmbunătățite a făcut posibilă o creștere a rezistenței cocsului de la 52 — 55 la 63 — 66%, determinată cu metoda MICUM sau, la toba Sundgreen, o creștere de la 200 — 220 la 275—285 kg ;

— în aceste condiții, calitatea materiilor prime este factorul determinant al nivelului calitativ al cocsului ;

— s-a verificat necesitatea modificării proporției de semicocs în cazul introducerii în șarje a cărbunilor cu proprietăți de aglutinare și cocsificare mai slabe ;

— s-a stabilit necesitatea măcinării foarte fine a cărbunilor (peste 70% sub 1 mm și peste 92% sub 2 mm) și în special a semicocsului (adică minimum 75% sub 0,5 mm și integral sub 3 mm) ;

— necesitatea comprimării acestor șarje la greutăți specifice în grămadă (volumetrice) de peste 1 kgf/dm³ ;

— cocsificarea la niveluri termice ridicate cu temperaturi în verticalele de încălzire de ordinul a 1 360—1 380°C, cu astfel de regim încît să se realizeze o uscare rapidă a cărbunilor (reducerea timpului de încălzire pînă la 100°C) pentru micșorarea roaderii cocsului (fracția 0—10 mm) și o mărire a perioadei de degazare a cocsului format (600—1 000°C) pentru reducerea fisurării secundare.

---

[1] *Miroşnicenko, A. M.* Studiul cărbunilor romîneşti (1949—1950). Harkov, 1950 (manuscris). [2]. Manualul inginerului chimist, vol, V, cap.II. Bucureşti, Editura tehnică, 1957. [3] *Ionescu, N. M.* şi *Duinea, N. D.* Revista minelor **9**, nr. 4, 1958, p. 178—188. [4] *Ionescu, N. M.* şi *Duinea, N. D.* Revista minelor **9**, nr. 8, 1958, p. 343—367. [5] *Stănescu, A. D.* şi *David, V. M.* Fabricarea şi posibilităţile de îmbunătăţire a cocsului metalurgic din huile de gaz la Uzina cocsochimică Hunedoara (referat prezentat la consfătuirea ASIT a minerilor, cocsarilor şi furnaliştilor din noiembrie 1957 — manuscris). [6] *Ulițki, I. J.* Probleme privind economia îmbogăţirii cărbunilor. Moscova, Ugletehizdat, 1954. [7] *Foch, P.* Circulaire d'information tehnique, nr.2, 1956, p. 333—338. [8] *Barking, H.* şi *Eymann, C.* Brennstoff Chemie, nr. 9/10, 9 mai 1956, p. 129—144. [9] *Barking, H.* şi *Eymann, C.* Glückkauf, nr. 39/40, sept. 1953, p. 993—1002. [10] *Barking, H.* şi *Eymann, C.* Iron and coal, 10 iun. 1953, p. 1353. [11] *Roll, Fr.* Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 4, 1957. [12] *Agroskin, A. A.* Tehnologia chimică a cărbunilor. Moscova, Ugletehizdat, 1954. [13] *Zaşkvara B.G.* Pregătirea cărbunilor pentru cocsificare. Harkov, Meta-

llurghizdat, 1956. [14] *Oreşko, V. F.* Izvest. Akad. Nauk S.S.S.R., ONT, nr. 7, 1950, p. 1071–1079. [15] *Zaşkvara, V.G.* şi *Krim, K.S.* Analele Institutului de studii romîno-sovietic al Academiei R.P.R., seria tehnică, nr. 36, 1955. [16] *Agroskin, A. A.* Greutatea volumetrică a cărbunilor pentru cocsificare. Moscova, Ed. Akad. Nauk S.S.S.R., 1956. [17] *Barbu, I., Foriş, St.* ş.a. Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 4, 1957. [18] *Thau, A.* Semicocsificarea combustibililor, vol. **I.** Halle (Saale), Ed. W. Knapp, 1949. [19] *Gollmer, W.* Stahl u. Eisen 38, 17 sept. 1942, p. 789–795. [20] *Levin, E. B.* Metalurgia feroasă din ţările capitaliste, vol. **VI.** Industria cocsochimică, Moscova, 1956. [21] *Burstlein, E.* Chaleur et industrie, nr. 353 p. 351–370. [22]. *Dobrovolski M.* Cocsificarea şarjelor prin comprimare şi încărcare pe sus (referat prezentat la Consfătuirea internaţională a cocsarilor – Katowice, 26.X–2.XI.1957).

CZ 662.741.3

Îmbunătățirea dozării amestecurilor de cărbuni pentru cocsificare*

Ing. EMERIC KABA şi ing. NICOLAIE LIVEANU

Pregătirea amestecurilor de cărbuni în condiţiile uzinei cocsochimice din Hunedoara are o importanţă deosebită întrucît proprietăţile slabe de cocsificare a cărbunilor din Valea Jiului (componentul de bază) şi, în special, a semicocsului impun condiţii riguroase pentru regimul de cocsificare şi mai ales pentru tehnologia de pregătire a şarjei. Aceste cerinţe tehnologice sînt impuse de necesitatea obţinerii unui cocs de calitate corespunzătoare şi, în special, constantă, factori care au o influenţă hotărîtoare asupra funcţionării furnalelor.

Principala operaţie de pregătire a şarjei o constituie dozarea componenţilor. La intrarea în funcţiune a uzinei cocsochimice, numărul componenţilor era 2; o dată însă cu creşterea capacităţii de producţie, aceştia au crescut în medie la 6–8.

Studiile făcute anterior şi rezultatele obţinute în practică în ultimii ani au arătat că, în cazul cărbunilor de Valea Jiului, indiferent de numărul componenţilor, este necesară o dozare foarte riguroasă şi că variaţiile de 1–2% la anumiţi componenţi influenţează proprietăţile fizico-mecanice ale cocsului. Această influenţă este ilustrată prin exemplele date în tabela 1.

Operaţia de dozare se execută cu ajutorul alimentatoarelor de tip taler rotativ, prevăzute cu telescop şi cuţit de degajare. Acest tip de instalaţii dă rezultate satisfăcătoare pentru materialele cu granulaţie relativ mică şi umiditate scăzută [1].

Tabela 1

Perioada de utilizare nr. reţetei	Componenţii şarjei, %											Rezistenţa medie la toba Sundgreen, kg
	Lupeni	Uricani	L.U.V.	semicocs	tip 34	tip 35*		U.R.S.S. K	U.R.S.S. Pj	Cozla	Sverma	
						Kv	Vu					
1956 Ru–5	69,3	14,7	–	16	–	–	–	–	–	–	–	280
Ru–6	70,1	14,9	–	15	–	–	–	–	–	–	–	277
Ru–4	71,0	15,0	–	14	–	–	–	–	–	–	–	274
1957 R–4A	–	–	67	7	20	6	–	–	–	–	–	288
R–3A	–	–	67	8	20	5	–	–	–	–	–	284
R–1A	–	–	69	8	20	3	–	–	–	–	–	277
1959 15–59	–	–	69	12	10	–	2	6	–	1	–	291
19–59	–	–	69	12	10	–	2	7	–	–	–	290
3–59	–	–	68	10	10	–	4	8	–	–	–	284
1960 11–60	–	–	57	8	10	–	14	–	8	–	3	309
12–60	–	–	57	9	10	–	12	–	8	1	3	302
39–60	–	–	45	5	35	–	9	6	–	–	–	304
40–60	–	–	45	6	35	–	8	6	–	–	–	301
38–60	–	–	45	6	35	–	5	6	–	–	3	299
1962 24–62B	–	–	45	6	24	5	5	–	15	–	–	324
20–62B	–	–	45	8	24	3	5	–	15	–	–	320
19–62B	–	–	45	8	24	3	5	–	14	1	–	318

* Kv – Karvina; Vu – Vitezny unor.

---

* Perfecţionarea tehnică a fost realizată de colectivul: ing. *Nicolae Liveanu*, ing. *Alexandru Grindeanu*, ing. *Cornel Gherghel* şi *Miron Marinuţ*.

În cazul cărbunilor cu umiditate relativ ridicată (8–12%) și granulație foarte fină apare frecvent fenomenul de lipire a materialului pe pereții silozurilor și, în special, fenomenul de formare a bolților. Aceasta are drept consecință o coborîre neuniformă a cărbunilor din siloz, pe talerul alimentatorului și, foarte frecvent, duce la întreruperea totală a alimentării talerului din cauza bolților, deci la apariția unor variații mari în componența șarjei de cocsificare.

Blocarea silozurilor necesită oprirea întregului flux tehnologic pe toată durata deblocării care se execută de muncitori în condiții grele, cu ajutorul unor bare metalice lungi de 5–6 m.

Urmărirea curentă a constanței de dozare la uzina cocsochimică, prin cîntăriri de control din trei în trei minute, a arătat că, pe loturile de dozare, pentru diverșii componenți se obțin abateri în plus sau în minus de 0,2 – 0,6% absolute față de rețeta prescrisă. Abaterile momentane de la o cîntărire la alta au în mod frecvent variații între 3 și 5% absolute, ceea ce se reflectă în mod sensibil asupra uniformității calității cocsului.

Studiul curgerii materialelor în silozurile prevăzute cu astfel de dispozitive [2] a arătat că, afară de parametrii amintiți, curgerea este influențată și de gradul de umplere a silozurilor, iar pentru îmbunătățirea acestei curgeri pot fi utilizate cu rezultate bune vibratoare electromagnetice sau mecanice.

Atît necesitatea îmbunătățirii coeficientului de uniformitate a calității cocsului [3], cît și ușurarea condițiilor de lucru ale muncitorilor au dus la căutarea unei alte soluții pentru îmbunătățirea curgerii materialului din silozuri. Astfel, avînd la bază o schemă sumară din lucrarea [4], a fost realizată o instalație pneumatică, automată, pentru deblocarea cărbunilor din silozuri [5].

Instalația prăbușește bolțile de cărbuni prin injectări discontinue și repetate de aer comprimat în siloz prin trei duze *1* montate la înălțimea de formare frecventă a bolților (la circa 6 m deasupra mesei de dozare).

Sesizarea blocării silozului se realizează cu ajutorul unui cablu *2* trecut diametral prin siloz, imediat deasupra mesei de dozare. Cablul este trecut peste o rolă *3* și este menținut întins cu ajutorul unei greutăți *4*.

Atît timp cît cărbunele curge din siloz, sub acțiunea frecării dintre cablu și cărbune, cablul formează o săgeată ridicînd greutatea *4* și coborînd greutatea *5*. În momentul cînd cărbunele încetează să mai curgă, cablul se întinde sub acțiunea greutății *4* și închide un contact electric 6.

Închiderea contactului electric comandă începerea pulsațiilor de aer comprimat în siloz, care continuă pînă la prăbușirea bolții de cărbuni formate în silozul respectiv și cărbunele începe să curgă din nou. S-a constatat că, în general, prăbușirea cărbunilor se face după cel mult trei injectări.

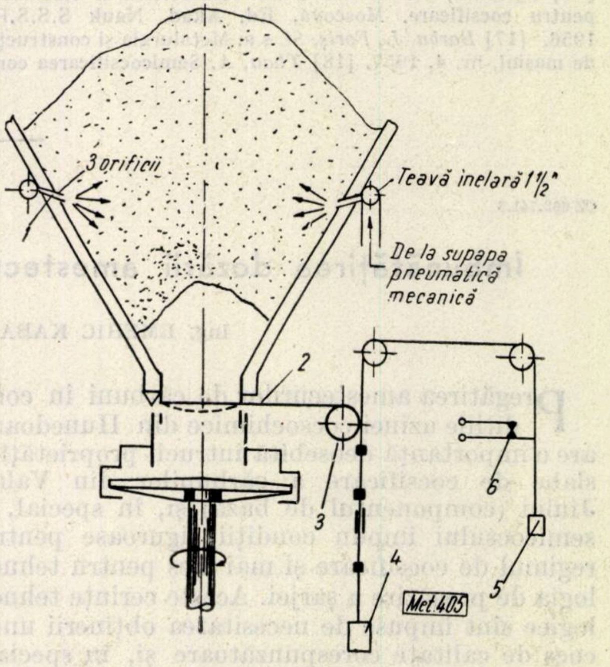


Fig. 1

Datorită faptului că sesizarea blocării cărbunilor se face înaintea epuizării acestora de pe masa de dozare, iar prăbușirea se efectuează rapid, nu se observă o întrerupere a curgerii cărbunilor pe bandă.

În schema electrică a instalației (fig. 2) sînt folosite două releuri: un releu de timp și un releu intermediar. La pornirea benzii, contactul auxiliar 117RP–1 se închide și bobina releului de timp RT este pusă sub tensiune.

Contactul RT se închide instantaneu și cuplează releul intermediar RI. Releul RI deschide contactul său normal închis și scoate de sub tensiune bobina lui RT. Totuși, contactul RT se mai menține un timp închis. În momentul cînd contactul RT se deschide, releul intermediar se decuplează și ciclul reîncepe.

Releul intermediar se cuplează și se decuplează intermitent. Contactele sale sînt în serie cu bobinele ventilelor electropneumatice. În momentul cînd se blochează un siloz, contactele limitatorului corespunzător se închid și bobina ventilului electropneumatic primește impulsuri intermitente de la silozul respectiv.

Supapa electropneumatică comandă deschiderea intermitentă a supapei pneumatice după impulsurile electrice primite. Aerul necesar este asigurat de un compresor cu caracteristicile $\dot{Q} = 4{,}5\ m^3/min$; $p.nom. = 6$ at, prin intermediul unui recipient de 11 m^3 şi 6 at. Volumul recipientului este astfel ales încît să asigure deblocarea simultană a cinci silozuri (fig. 3).

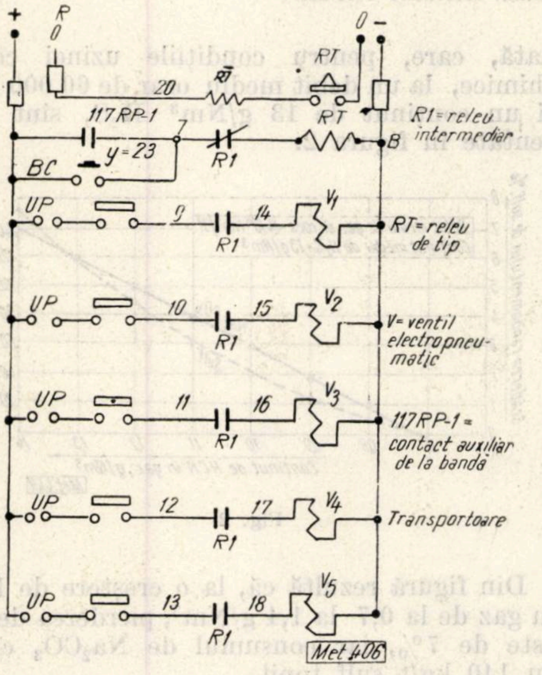

+
R
0
0
–
RT
RT
20
117RP-1
7
y=23
RT
R1
B
R1=releu intermediar
BC
UP
9
14
V1
R1
RT=releu de tip
UP
10
15
V2
R1
V=ventil electropneumatic
UP
11
16
V3
R1
117RP-1 = contact auxiliar de la bandă
UP
12
17
V4
R1
Transportoare
UP
13
18
V5
R1
Met 406

Fig. 2

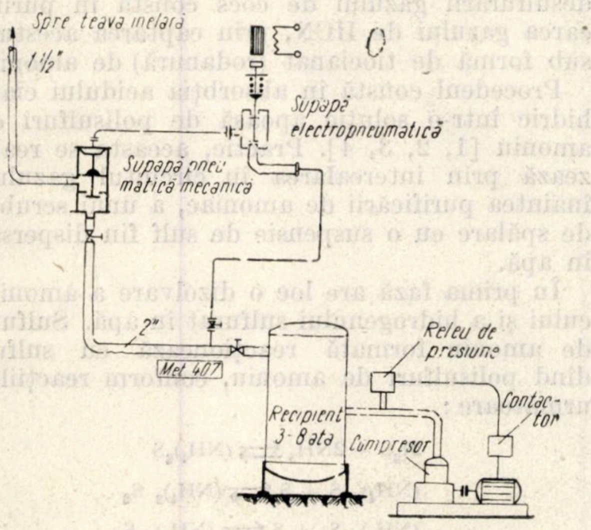

Spre țeava inelară
1½"
O
Supapă electropneumatică
Supapă pneumatică mecanică
2"
Met 407
Releu de presiune
Recipient 3-8 ata
Compresor
Contactor

Fig. 3

Comenzile de pornire şi oprire a motorului compresorului se execută automat cu ajutorul unui releu de presiune, avînd prin reglare limita inferioară de 2 ata şi cea superioară de 6 ata.

Instalaţia funcţionează, la toate silozurile subsecţiei de dozare, în bune condiţii.

După punerea în funcţiune a instalaţiei de prăbuşire pneumatică a cărbunilor în silozuri, dozarea şarjelor pentru cocsificare s-a îmbunătăţit simţitor, lucru care s-a resimţit asupra calităţii cocsului, prin îmbunătăţirea coeficientului de uniformitate a rezistenţei mecanice. Astfel, înainte de aplicarea prăbuşirii pneumatice, rezistenţa mecanică a cocsului pentru aceleaşi reţete a variat în limite largi. Din datele statistice privind ultimele trei luni înainte de aplicare, la reţetele care au avut o durată mai mare decît 10 schimburi s-a obţinut un indice de uniformitate a rezistenţei de 0,62, cu o valoare maximă de 0,75. După aplicare, datele statistice au indicat un coeficient de uniformitate mediu de 0,74, cu o valoare maximă de 0,87, deci o creştere medie absolută a coeficientului de uniformitate cu 12%.

Concluzii. Instalaţia realizată are un efect pozitiv asupra creşterii indicelui de uniformitate a rezistenţei cocsului, ceea ce, exprimat numeric, reprezintă 12% faţă de situaţia iniţială.

Au fost îmbunătăţite condiţiile de lucru ale muncitorilor de la dozare, deoarece intervenţiile manuale pentru deblocarea silozurilor au fost foarte rare.

Aplicarea cu succes a deblocării pneumatice automate reprezintă un pas important în introducerea tehnicii noi la secţia de pregătire a cărbunilor din uzina cocsochimică de la Hunedoara şi creează condiţii favorabile pentru automatizarea completă a dozării amestecurilor de cărbuni.

---

[1] *Stănescu, D.* şi *David, V.* Fabricarea şi posibilităţile de îmbunătăţire a cocsului metalurgic din huile de gaz, la uzina cocsochimică Hunedoara (referat prezentat la conferinţa ASIT-Hunedoara 1957). [2] *Orlov, S. P.* Doziruişcie ustroistva. Moscova, Maşghiz, 1960. [3] *Kaufman, A. S.* şi alţii. Vlianie stepeni zapolenia şilosov na tocinosti dozirovania. In : Koks i himia, nr. 3, 1957, p. 3–6. [4] *Svarţ. S. A.* Metodi oţenki ravnomernosti kacestva şihti i koksa, din Polucenie domenovo koksa postoiannovo kacestva. Moscova, Metalurghizdat, 1956. [5] *Jerdev, M. P.* Avtomatizaţia pnevmoobruşivania uglia v bunkerah. In : Koks i himia, nr. 6, 1960, p. 12–13. [6] *Liveanu, N.* şi colectiv. Surparea automată a cărbunilor din silozuri. Fişă SE din R.P.R., nr. 919 In : Inovaţii în industria metalurgică şi construcţia de maşini, nr. 17, 1962, p. 7.

CZ 662.764.3:661.664.004.8

Încercări de valorificare a acidului cianhidric din gazul de cocs*

Ing. OLIMPIA CĂRPINIŞAN şi chim. MIRCEA TAFLAN

Una dintre impurităţile gazului de cocs cu influenţă negativă asupra purificării şi prelucrării ulterioare a acestuia este acidul cianhidric.

Conţinutul de acid cianhidric în gaz variază între limitele 0,2 şi 1,8 g/Nm³ [1, 2, 3, 4] şi este în funcţie de natura cărbunilor respectivi, de regimul termic de cocsificare şi de regimul tehnologic al răcirii primare a gazului. La uzina cocsochimică de la Combinatul siderurgic Hunedoara, variaţia concentraţiei de acid cianhidric în gaz este de 0,7—1,4 g/Nm³ gaz, în funcţie de componenţa amestecului de cocsificare, deci a conţinutului de azot din şarjă. Urmărirea acestei influenţe pe o perioadă de trei luni în care s-a lucrat cu variaţii mari ale şarjei de cocsificare, parametrii, de cocsificare şi regimul de răcire menţinîndu-se constanţi, a permis să se stabilească corelaţia dintre conţinutul de HCN în gaz şi azotul din şarja de cocsificare (fig. 1 ; cifrele de pe curbă indică numerele şarjelor). Conţinutul de HCN în gaz variază în limite relativ largi, situîndu-se în special spre valorile superioare. Aceasta influenţează negativ economicitatea desulfurării gazului de cocs.

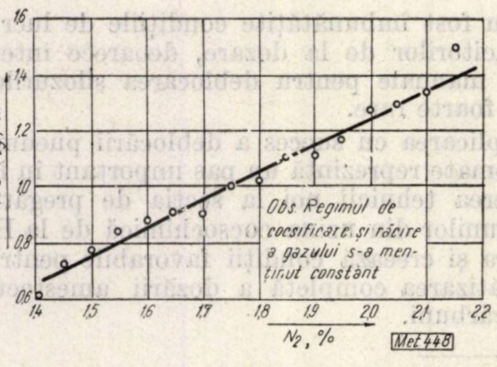


Fig. 1

Procedeul arseno-alcalin de desulfurare a gazului de cocs este sensibil faţă de acest compus, care în procesul de absorbţie şi regenerare dă naştere la o serie de reacţii secundare [5].

$$2\,HCN + Na_2CO_3 = 2\,NaCN + H_2O + CO_2$$

$$\text{şi} \quad NaCN + S = NaSCN,$$

avînd ca rezultat pierderea unei cantităţi de sulf şi un consum suplimentar de sodă calcinată, care, pentru condiţiile uzinei cocsochimice, la un debit mediu orar de 60 000 Nm³ şi un conţinut de 13 g/Nm³ H_2S, sînt prezentate în figura 2.

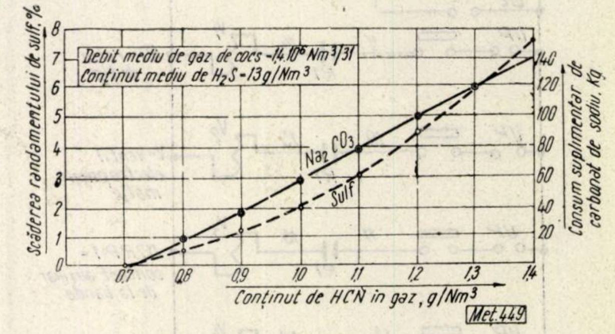


Fig. 2

Din figură rezultă că, la o creştere de HCN în gaz de la 0,7 la 1,4 g/Nm³, pierderea de sulf este de 7%, iar consumul de Na_2CO_3 creşte cu 140 kg/t sulf topit.

O cale pentru îmbunătăţirea economicităţii desulfurării gazului de cocs constă în purificarea gazului de HCN, prin captarea acestuia sub formă de tiocianat (rodanură) de amoniu.

Procedeul constă în absorbţia acidului cianhidric într-o soluţie apoasă de polisulfuri de amoniu [1, 2, 3, 4]. Practic, aceasta se realizează prin intercalarea în circuitul gazului, înaintea purificării de amoniac, a unui scruber de spălare cu o suspensie de sulf fin dispersat în apă.

În prima fază are loc o dizolvare a amoniacului şi a hidrogenului sulfurat în apă. Sulfura de amoniu formată reacţionează cu sulful, dînd polisulfuri de amoniu, conform reacţiilor următoare :

$$H_2S + 2NH_3 \leftrightarrows (NH_4)_2S$$

$$(NH_4)_2\,S + S \leftrightarrows (NH_4)_2\,S_2$$

$$(NH_4)_2\,S_2 + S \leftrightarrows (NH_4)_2\,S_3$$

$$(NH_4)_2\,S_3 + S \leftrightarrows (NH_4)_2\,S_4$$

În această fază are loc chemoabsorbţia acidului cianhidric cu formare de tiocianat de amoniu :

$$NCH + HN_3 = NH_4\ CN$$

$$(NH_4)\ 2S_n + NH_4\ CN = (NH_4)\ 2S_{n-1} + NH_4\ SCN$$

$$(NH_4)\ 2S_{n-1} + S = (NH_4)2S_n,$$

$$\text{în care } n = 2 \div 5.$$

Pentru stabilirea valorilor practice privind posibilităţile de purificare a gazului cu obţinere de tiocianat de amoniu au fost efectuate o serie de încercări în fază de laborator.

---

* La efectuarea lucrării au participat ing. *V. Dan*, ing. *L. Beşliu*, ing. *E. Kaba* şi ing. *P. Vertlen* de la uzina cocsochimică, după indicaţiile ing. *V. David*.

În figura 3 este redată schema de lucru a instalației pentru obținerea rodanurii de amoniu. Scruberul de absorbție *11* constă dintr-un vas de sticlă (cu orificiul lateral la partea inferioară, pentru intrarea gazului) prevăzut cu un agitator cu palete (de oțel inoxidabil) acționat de un motor electric de 0,5 kW. Pentru încălzirea soluției la temperatura de 45—50°C și menținerea acestei temperaturi, scruberul (vasul de sticlă) este introdus într-un termostat cu apă caldă la 55°C.

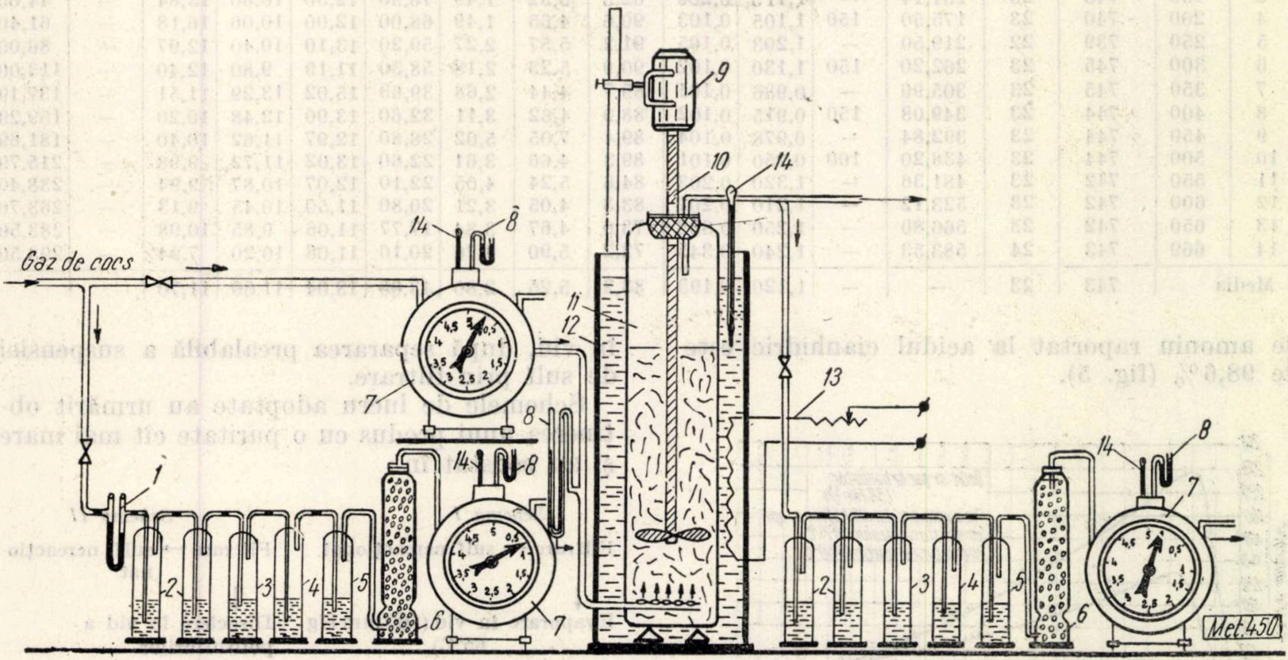


Fig. 3

Instalația de absorbție este prevăzută cu un contor de gaz *7* pentru măsurarea volumului de gaz trecut prin vas și două contoare de gaz *7* pentru efectuarea analizei gazului înainte și după scruber, în scopul determinării gradului de absorbție al amoniacului, hidrogenului sulfurat și acidului cianhidric.

Pentru determinarea presiunii cu care intră gazul în scruberul de absorbție s-a intercalat înainte de scruber un manometru. Contorul pentru măsurarea cantității de gaz trecute prin scruber a fost plasat înainte de scruber pentru a se evita pierderile de gaz prin neetanșeitățile de la fixarea axului agitatorului.

Pentru o purificare completă a gazului de gudroane, instalația are intercalată un tub cu vată de sticlă situat înainte de scruber, evitîndu-se în felul acesta formarea hidrosolilor și impurificarea produsului final. În scruberul de absorbție s-au introdus inițial 5 l apă, conținînd sulf în suspensie. Această soluție de absorbție a reacționat cu componenții gazului: amoniac, hidrogen sulfurat și acid cianhidric, formînd polisulfura și rodanura de amoniu, conform reacțiilor indicate.

(Fig. 3: *1* — tub U cu vată de sticlă; *2*, *3*, *4*, *5* — vase de absorbție; *6* — turn cu $CaCl_2$; *7* — contoare de gaz; *8* — manometru; *9* — motor; *10* — agitator; *11* — vas de reacție (scruber); *12* — termostat; *13* — rezistență electrică; *14* — termometru).

Pentru prepararea suspensiei de sulf s-a utilizat pastă de sulf obținută la desulfurarea gazului de cocs, spălată și filtrată. Sulful s-a adăugat în porții, în funcție de cantitatea reacționată care s-a urmărit prin concentrația de tiocianat.

Viteza medie de trecere a gazului prin soluție a fost de 1,38 m³/h, iar presiunea gazului la intrarea în scruber de 410—450 mm col. apă. Temperatura în vasul de reacție s-a menținut la 45—50°C. Controlul absorbției s-a făcut prin determinări continue pentru fiecare 50 m³ de gaz, iar rezultatele obținute sînt prezentate în tabela 1.

Prin prelucrarea datelor s-a stabilit că absorbția NH_3 și H_2S în perioada inițială (primele 40 h) este foarte puternică, iar ulterior scade pînă atinge o concentrație de tiocianat în soluție de circa 280—300 g/l. Absorbția acidului cianhidric crește în primele 30—40 h, după care se menține constantă (fig. 4).

Ordinul de mărime și variația absorbției acestor componenți sînt în concordanță cu calculele teoretice, ceea ce permite să se stabilească concluziile preliminare pentru calculul și funcționarea instalației industriale.

Din examinarea acestor date a reieșit că randamentul reacției de formare a tiocianatului

Tabela 1

Nr. crt.	Volumul de gaz, m^3	Presiunea atmosferică medie, mm col. Hg.	Temperatura medie, °C	Volumul de gaz, Nm^3	Sulf adăugat, g	Analiza gazului şi gradul de absorbţie									Cantitatea de soluţie iniţială, l	Rodanura de amoniu, g/l
						HCN			NH_3			H_2S.				
						I.S.	D. S.	gradul de absorbţie, %	I. S.	D.S.	gradul de absorbţie, %	I. S.	D. S.	gradul de absorbţie, %		
1	50	741	24	43,5	150	1,209	0,403	66,7	5,81	1,08	81,6	15,40	13,60	11,70	5	5,84
2	100	742	24	87,12	—	1,201	0,300	75,0	5,31	1,16	78,6	18,00	15,10	16,21	—	21,40
3	150	743	23	131,14	—	1,113	0,200	82,3	6,32	1,49	76,50	12,30	10,60	13,84	—	44,00
4	200	740	23	175,50	150	1,105	0,103	90,6	4,65	1,49	68,00	12,00	10,06	16,18	—	61,40
5	250	739	22	219,50	—	1,203	0,105	91,2	5,57	2,27	59,20	13,10	10,40	12,97	—	86,00
6	300	745	23	262,20	150	1,130	0,102	90,9	5,23	2,18	58,30	11,19	9,80	12,40	—	113,00
7	350	745	23	305,90	—	0,986	0,101	89,7	4,44	2,68	39,63	15,02	13,29	11,51	—	137,19
8	400	744	23	349,08	150	0,915	0,102	88,9	4,62	3,11	32,60	13,90	12,48	10,20	—	159,29
9	450	744	23	392,84	—	0,978	0,104	89,4	7,05	5,02	28,80	12,97	11,62	10,40	—	181,69
10	500	744	23	438,20	100	0,950	0,101	89,3	4,66	3,61	22,60	13,02	11,72	9,98	—	215,79
11	550	742	23	481,36	—	1,320	0,203	84,6	5,24	4,05	22,10	12,07	10,87	9,94	—	238,40
12	600	742	23	523,12	—	1,210	0,201	83,3	4,05	3,21	20,80	11,50	10,45	9,13	—	263,70
13	650	742	23	566,80	—	1,250	0,338	73,0	4,67	3,84	17,77	11,06	9,85	10,98	—	283,50
14	669	743	24	583,53	—	1,240	0,345	72,2	5,90	4,76	20,10	11,08	10,20	7,94	—	293,50
Media		743	23	—	—	1,120	0,193	83,2	5,25	2,80	43,60	13,04	11,50	11,70		

de amoniu raportat la acidul cianhidric este de 98,6% (fig. 5).

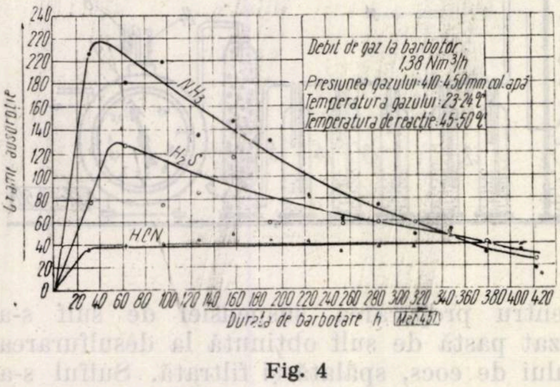


Fig. 4

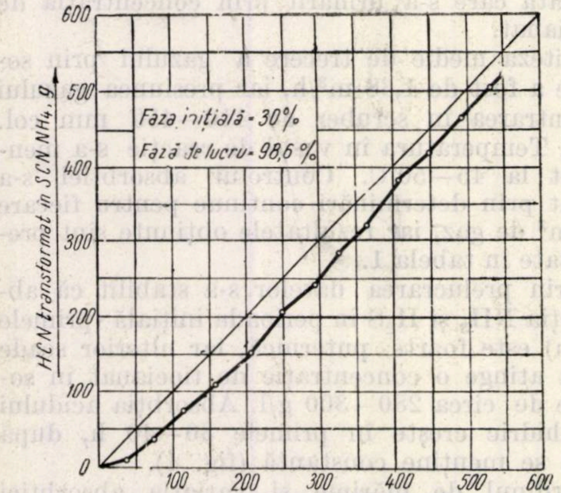


Fig. 5

Prelucrarea soluţiei obţinute pentru recuperarea tiocianatului s-a făcut prin concentrarea în vid, după separarea prealabilă a suspensiei de sulf prin filtrare.

Schemele de lucru adoptate au urmărit obţinerea unui produs cu o puritate cît mai mare şi au constat în :

Schema I

Filtrare → sulf nereacţionat
↓
Evaporare în vid (660 mm Hg 65°C)
↓
Cristalizare
↓
NH_4SCN 94,45%

Schema II

Filtrare → sulf nereacţionat
↓
Disociere în vid a polisulfurilor
↓
Filtrare → sulf din descompunerea polisulfurilor
↓
Evaporare în vid (660 mm Hg 65°C)
↓
Cristalizare
↓
NH_4SCN 96,5%
↓
Spălare cu soluţie saturată de NH_4SCN
↓
NH_4SCN 99,2%

În timpul disocierii şi evaporării în vid, temperatura a fost menţinută sub 65°C, pentru evitarea descompunerii tiocianatului. Evaporarea soluţiei s-a făcut pînă la obţinerea unei concentraţii de 850—860 g/l NH_4SCN. În acest regim de lucru, pierderile de tiocianat au fost de 6,25% (din care 0,45% în distilat şi 5,8% prin descompuneri) la schema de lucru I, şi 4,7% (din care 0,41% în distilat şi 4,29% prin descompuneri) la schema a II-a. Calitatea tiocianatului obţinut, în comparaţie cu condiţiile de calitate prescrise în STAS 2032—51, este redată în tabela 2.

Atît observațiile efectuate cu ocazia încercărilor, cît și indicațiile literaturii de specialitate [1, 2, 3, 4], au permis să se stabilească un proces tehnologic de purificare a gazului de cocs de acid cianhidric.

Tabela 2

	Sulfocianură de amoniu		
	chimic pur STAS 2032–51	pentru analiză STAS 2032–51	încercări de laborator la uzina cocso-chimică
Conținut de NH_4SCN, %	99,5	98	99,2
Impurități			
Substanțe insolubile în apă, % maxim	0,005	0,005	0,008
Substanțe insolubile în alcool	lipsă	lipsă	lipsă
Reziduu la calcinare, % maxim	0,01	0,02	0,01
Cloruri (Cl), % maxim	0,004	0,005	lipsă
Sulfați (SO_4), % maxim	0,0025	0,0025	—
Metale grele (Pb), % maxim	0,0002	0,0005	lipsă
Fier (Fe), % maxim	0,0001	0,0002	lipsă
Sulfuri, % maxim	lipsă	0,002	

Schematic, procesul tehnologic este prezentat în figura 6.

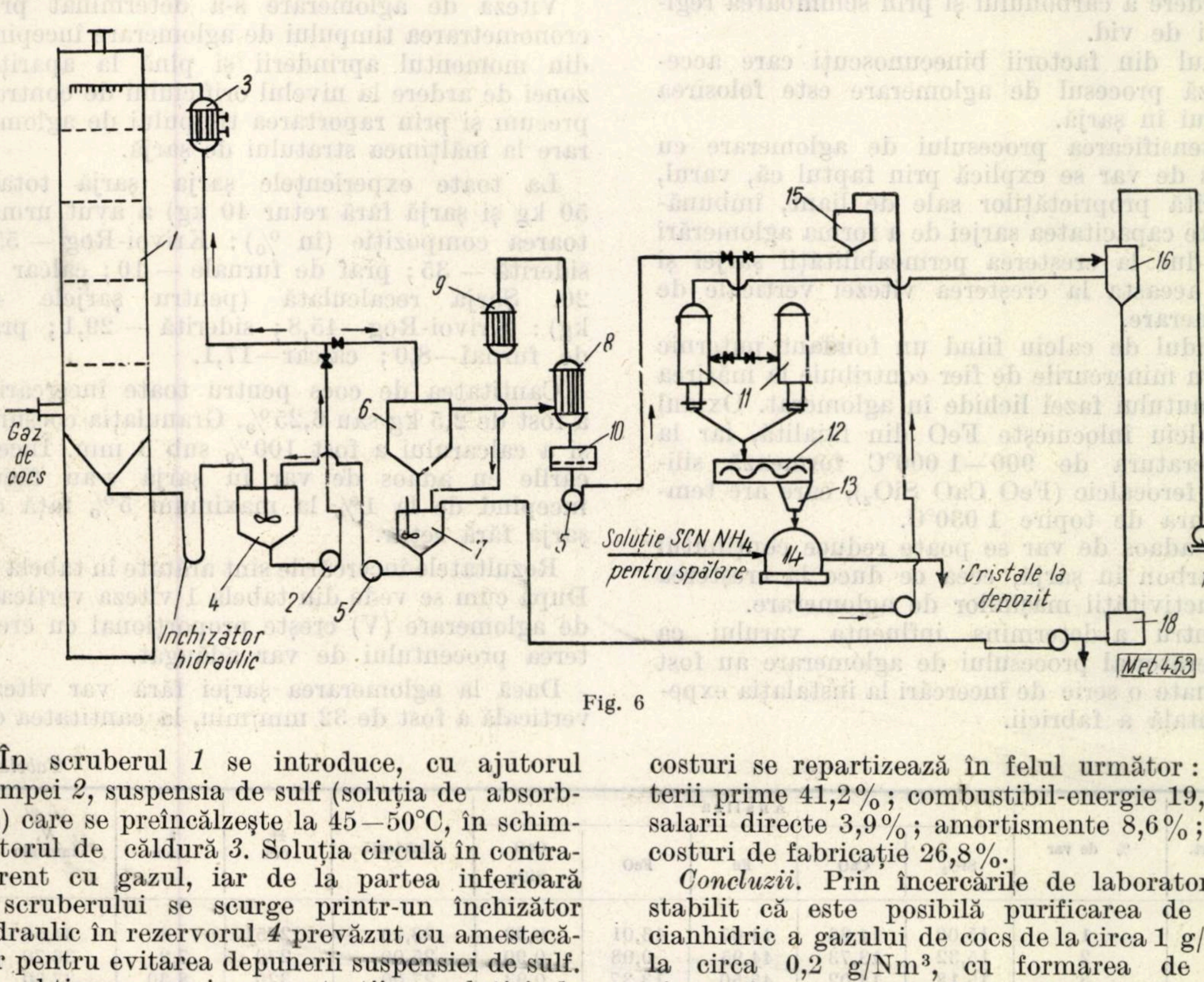


Fig. 6

În scruberul *1* se introduce, cu ajutorul pompei *2*, suspensia de sulf (soluția de absorbție) care se preîncălzește la 45–50°C, în schimbătorul de căldură *3*. Soluția circulă în contracurent cu gazul, iar de la partea inferioară a scruberului se scurge printr-un închizător hidraulic în rezervorul *4* prevăzut cu amestecător pentru evitarea depunerii suspensiei de sulf. La obținerea unei concentrații a soluției de circa 300 g/l NH_4SCN, o parte din soluție se scoate din circuit, trecîndu-se într-un decantor *6*. Soluția din circuit se completează prin pompa *5* cu o suspensie proaspătă de sulf, preparată în amestecătorul *7*. Soluția decantată se trimite în disociatorul *8*. Vaporii de apă, amoniac și hidrogen sulfurat sînt condensați în condensatorul *9*, de unde condensatul se trece în amestecătorul *7* pentru prepararea suspensiei de sulf. După disociere, soluția se filtrează prin filtrul *10* și se trimite într-unul din evaporatoarele *11*. Soluția concentrată la 850–860 g/l se trece într-un cristalizator mecanic *12*, de unde prin intermediul unui receptor de cristale *13* se trece la centrifugare *14*, unde are loc spălarea cu soluție concentrată de NH_4SCN. Soluția inițială, prin intermediul rezervorului *15*, se reintroduce la concentrare. Vidul de la evaporatoare este creat cu o pompă de vid *17*. Instalația are și un condensator barometric *16* și un rezervor de condens *18*, de unde condensul este reintrodus în circuit.

Calculul economic estimativ pentru producția posibilă de realizat la epurarea întregii producții de gaz indică un efect economic pozitiv, costurile de producție fiind de circa 70% din prețul de catalog al acestui produs. Aceste costuri se repartizează în felul următor: materii prime 41,2%; combustibil-energie 19,5%; salarii directe 3,9%; amortismente 8,6%; alte costuri de fabricație 26,8%.

Concluzii. Prin încercările de laborator s-a stabilit că este posibilă purificarea de acid cianhidric a gazului de cocs de la circa 1 g/Nm³ la circa 0,2 g/Nm³, cu formarea de tiocianat de amoniu. Pe baza observațiilor efectuate și a rezultatelor obținute s-a stabilit procesul tehnologic de epurare a gazului de NCN cu recuperarea tiocianatului de amoniu.

Purificarea gazului de cocs de HCN cu recuperarea NH_4SCN are efect economic pozitiv în cazul desulfurării gazului de cocs prin metoda arseno-alcalină, fiind economică chiar pentru obținerea de NH_4SCN.[1]

Produsul obținut, din punct de vedere calitativ, este apropiat de condițiile impuse prin STAS 2032—51.

[1] *Belov, K. A.* Ulavlivanie himiceskih produktov kokșovania. Moscova, Metallurghizdat. [2] *Kustov* și *Koleandr, I. I.* Koksovîi gaz. Moscova, Metallurghizdat, 1947. [3] *Koleandr I. I.* Ulavlivanie i pererabotka himiceskih produktov koksovania. Moscova, Metallurghizdat, 1953. [4] *Grosskinsky*, O. Handburch das Kokeiweaens. [5] *Egorov, N. M.* Ocistka ot serî koksovanovo i drughih gazov. Moscova, Metallurghizdat, 1950.

CZ 622.781: 669.162.12: 662.749.2: 338.062.413

Mărirea productivității mașinilor de aglomerare și lărgirea bazei de combustibil

Ing. MARIA FOLTICSKA și ing. VASILE RĂILEANU

Intensificarea procesului de aglomerare. Intensificarea procesului de aglomerare, care are ca rezultat ridicarea productivității mașinilor de aglomerare, se poate realiza prin crearea condițiilor care accelerează reacțiile de ardere a carbonului și prin schimbarea regimului de vid.

Unul din factorii binecunoscuți care accelerează procesul de aglomerare este folosirea varului în șarjă.

Intensificarea procesului de aglomerare cu adaos de var se explică prin faptul că, varul, datorită proprietăților sale de liant, îmbunătățește capacitatea șarjei de a forma aglomerări care duc la creșterea permeabilității șarjei și prin aceasta la creșterea vitezei verticale de aglomerare.

Oxidul de calciu fiind un fondant puternic pentru minereurile de fier contribuie la mărirea conținutului fazei lichide în aglomerat. Oxidul de calciu înlocuiește FeO din faialită, iar la temperatura de 900—1 000°C formează silicatul ferocalcic ($FeO\ CaO\ SiO_2$), care are temperatura de topire 1 030°C.

Cu adaos de var se poate reduce conținutul de carbon în șarjă, ceea ce duce la creșterea productivității mașinilor de aglomerare.

Pentru a determina influența varului ca accelerator al procesului de aglomerare au fost efectuate o serie de încercări la instalația experimentală a fabricii.

Experiențele s-au efectuat într-un recipient cu dimensiunile de 300 × 300 × 320 mm, care în partea inferioară are prevăzut un orificiu pentru determinarea sfîrșitului aglomerării.

Viteza de aglomerare s-a determinat prin cronometrarea timpului de aglomerare începînd din momentul aprinderii și pînă la apariția zonei de ardere la nivelul orificiului de control, precum și prin raportarea timpului de aglomerare la înălțimea stratului de șarjă.

La toate experiențele șarja (șarjă totală 50 kg și șarjă fără retur 40 kg) a avut următoarea compoziție (în %): Krivoi-Rog — 55; sideriță — 35; praf de furnale — 10; calcar — 20. Șarja recalculată (pentru șarjele 40 kg): Krivoi-Rog—45,8; sideriță — 29,1; praf de furnal—8,0; calcar—17,1.

Cantitatea de cocs pentru toate încercările a fost de 2,5 kg sau 6,25%. Granulația cocsului și a calcarului a fost 100% sub 3 mm. Încercările cu adaos de var în șarjă s-au făcut începînd de la 1% la maximum 5% față de șarja fără retur.

Rezultatele încercările sînt arătate în tabela 1. După cum se vede din tabela 1 viteza verticală de aglomerare (V) crește proporțional cu creșterea procentului de var adăugat.

Dacă la aglomerarea șarjei fără var viteza verticală a fost de 32 mm/min, la cantitatea de

Tabela 1

Nr. crt.	% de var	Analiza								
		SiO_2	CaO	Fe	FeO	$\frac{CaO}{SiO_2}$	Rezistență	H, mm	t, mm	V, mm/min
1	1	15,00	14,86	44,07	13,01	0,99	23,20	275	8	34,50
2	2	15,32	13,73	44,95	0,08	0,90	25,00	270	7,2	36,70
3	3	15,18	14,02	45,50	13,37	0,93	27,00	320	8,30	37,60
4	4	15,40	15,24	44,67	12,72	0,99	27,00	275	7,00	37,30
5	5	15,68	16,54	45,50	12,44	1,05	26,00	275	6,30	42,30
6	—	13,32	13,69	46,35	13,22	1,02	22,30	275	8,40	32,00
7	—	15,68	3,92	50,81	17,37	0,25	20,00	270	9,30	26,30

5% de var adăugat aceasta a ajuns la 42,3 mm/min.

In tabela 2 se arată variaţia gradului de intensificare a vitezei de aglomerare în funcţie de proporţia de var în şarjă, calculînd gradul de intensificare a procesului după formula:

$$\frac{V_x - V_0}{V_0} \cdot 100\,\%$$

unde: V_0 este viteza de aglomerare fără var; V_x — viteza de aglomerare cu adaosuri diferite de var.

Tabela 2

% de var	1	2	3	4	5
Gradul de intensificare	7,7	14,3	17,5	22,8	31,8

Admiţînd că productivitatea maşinilor de aglomerare creşte în acelaşi raport cu gradul de intensificare a procesului se poate spune că la adăugarea pînă la 2% var în şarjă, ceea ce este practic realizabil în codiţiile combinatului, se poate obţine o creştere a productivităţii maşinilor de aglomerare cu circa 10%.

În aceste condiţii de tehnologie, calitatea aglomeratului nu este afectată negativ decît într-o proporţie foarte redusă în ceea ce priveşte rezistenţa mecanică.

Inlocuirea parţială a cocsului mărunt în şarja de aglomerare cu semicocs. Aglomerarea minereurilor mărunte pe bandă necesită un consum de combustibil energetic şi tehnologic. Combustibilul folosit în scopul energetic este gazul de furnal, gazul de cocs sau amestecul lor, care serveşte la aprinderea combustibilului tehnologic.

Combustibilul tehnologic amestecat cu alte materiale la şarja de aglomerare arde cu aerul aspirat prin stratul supus aglomerării şi dezvoltă căldura necesară procesului de aglomerare.

Combustibilul tehnologic folosit la combinat este cocsul mărunt de la Uzina cocsochimică şi cu adaos de la ciururirea cocsului de la furnale, măcinat la granulaţia 0—3 mm.

Dezvoltarea producţiei de oţel şi fontă impune construirea unei noi fabrici de aglomerare şi creşterea producţiei de aglomerat pînă la 4 600 000 t anual.

Necesarul de cocs pentru această cantitate de aglomerat la nivelul anului 1965 nu va putea fi asigurat, rezultînd un deficit anual însemnat de cocs mărunt. Acoperirea deficitului de cocs mărunt este posibilă prin mai multe căi: îmbunătăţirea tehnologiei aglomerării minereurilor; îmbunătăţirea granulaţiei minereurilor supuse aglomerării; îmbunătăţirea granulaţiei cocsului ce intră în procesul de aglomerare; utilizarea aerului cald în procesul de aglomerare şi înlocuirea parţială a cocsului mărunt cu combustibili gazoşi sau solizi.

Dintre acestea, posibilitatea înlocuirii parţiale a cocsului mărunt cu semicocs a fost studiată şi experimentată la scară semiindustrială în cadrul fabricii de aglomerare a combinatului.

Semicocsul care a înlocuit cocsul mărunt din şarjă în proporţie de 25—50% a avut caracteristicile arătate în tabela 3.

Tabela 3

Umiditatea, %	Cenuşă, %	Materii volatile, %	Sulf, %	Carbon, %
10	14	14,5	2,5	59,0

Pe parcursul încercărilor, şarja de aglomerare a fost constantă şi a avut următoarea compoziţie (în %): Krivoi-Rog 35; siderită 20; parf de furnal 10; concentrat 25; magnetită 10. Încercările s-au efectuat în trei etape.

În prima etapă s-a înlocuit 25% din cocsul mărunt cu semicocs, conţinutul de carbon calculat în şarjă fiind de 4,8%. Fracţia cocsului mărunt peste 3 mm a fost de 16,2%.

Procesul de aglomerare s-a desfăşurat normal fără schimbări vizibile, după cum s-a constatat din indicaţiile aparatelor termotehnice de control. Curbele din figură redau comparativ variaţia temperaturii camerei (fig. 1 — camera nr. 12 şi fig. 2 — camera nr. 13) şi a vitezei maşinii (fig. 3) în cazul mersului maşinilor de aglomerare cu semicocs şi fără el.

În urma comparărilor analizelor aglomeratelor cu participarea semicocsului în proporţie de 25% şi fără el, s-a tras concluzia că, din punct de vedere calitativ, aglomeratul cu semicocs nu se deosebeşte de aglomeratul cu 100% cocs mărunt.

În a doua etapă a încercărilor cu 30—33% semicocs în şarjă, granulaţia cocsului a fost 15% peste 3 mm. Procesul s-a desfăşurat fără abateri de la parametrii normali de funcţionare. Din punct de vedere calitativ, aglomeratul din această etapă a încercărilor nu a fost inferior aglomeratului de referinţă.

În a treia etapă s-au înlocuit 50% cocs mărunt cu semicocs. În primul rînd s-a constatat creşterea simţitoare a combustibilului total în şarjă pînă la 9—10% (faţă de 7% în mod obişnuit). Procesul a decurs cu totul nesatisfăcător, aglomerarea, în special, nu a mers pînă la grătare, s-a mărit cantitatea de retur (la circa 40% din şarjă), iar productivitatea în această perioadă a scăzut cu circa 12%.

Creşterea consumului de combustibil şi înrăutăţirea procesului de aglomerare se explică prin faptul că în timpul eliminării materiilor volatile se înrăutăţesc condiţiile de formare a aglomeratului. Golurile rezultate prin eliminarea materiilor volatile din semicocs micşorează suprafaţa de contact de reacţie şi în acest caz este nevoie de o cantitate mai mare a fazei lichide, iar aceasta reclamă mărirea cantităţii de combustibil în şarjă.

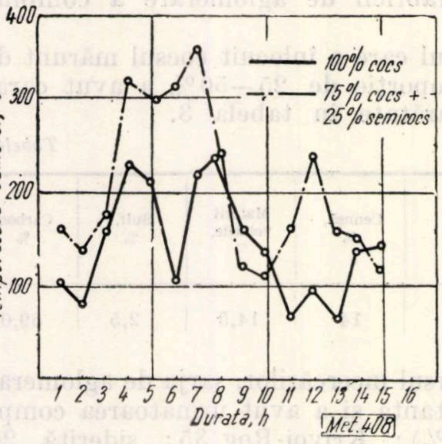


Fig. 1

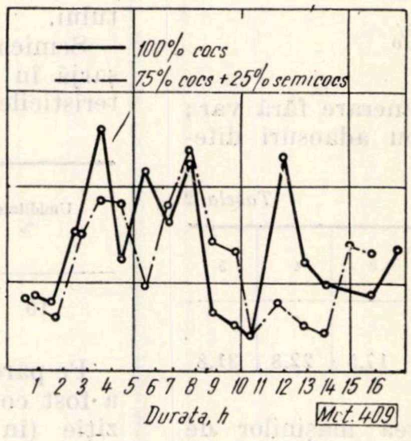


Fig. 2

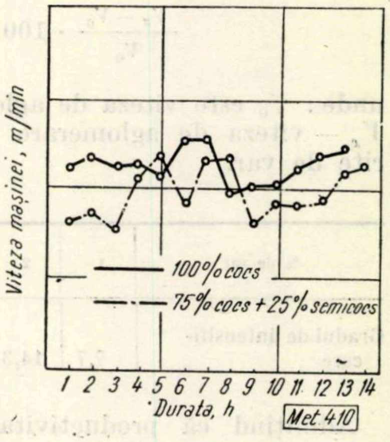


Fig. 3

Un alt defect constatat a fost creşterea temperaturii gazelor în conducta colectoare (300°C conductă şi 180–200°C faţă de 150°C înainte de exhaustor).

Din punct de vedere calitativ, aglomeratul a fost inferior aglomeratului obţinut cu aceiaşi componenţi în şarjă şi cu participare de 100% cocs mărunt (rezistenţa a scăzut cu 10%, iar măruntul sub 5 mm a crescut cu 30%).

Aşadar înlocuirea parţială a cocsului cu semicocs în şarja de aglomerare este posibilă, proporţia maximă de cocs ce poate fi înlocuită cu semicocs fiind de 30 %. În această proporţie semicocsul nu influenţează în mod simţitor calitatea aglomeratului şi nici securitatea instalaţiei. Orice creştere a proporţiei de semicocs în combustibilul şarjei de aglomerare peste această limită poate duce la scoaterea din funcţiune a exhaustorului.

Prin înlocuirea a 30% din combustibilul şarjei de aglomerare cu semicocs, preţul de cost al aglomeratului creşte cu 4,6 lei/t datorită faptului că preţul de achiziţie al semicocsului este mai mare decît al cocsului mărunt.

CZ 669.183.211.368: 338.062.214.1

Progrese în mecanizarea unor operaţii la cuptoarele Martin

Ing. MIRCEA POPESCU

În articolul de faţă se prezintă cîteva realizări obţinute în domeniul mecanizării muncii în oţelăriile Martin de la Combinatul siderurgic Hunedoara.

Evacuarea zgurei primare. Cuptoarele care lucrează cu fontă lichidă elimină în timpul topirii o cantitate de zgură lichidă corespunzătoare capacităţii cuptorului şi procentului de fontă din încărcătură.

În secţia I de oţelărie, la şarje de 30 t, cînd se lucra cu sub 40% fontă lichidă în încărcătură, zgura primară nu se elimina.

Pe măsura trecerii cuptoarelor la şarje de 50 t şi o dată cu mărirea procentului de fontă în încărcătură s-a ajuns ca la 70% fontă lichidă, concomitent, cu folosirea unui minereu de decarburare cu un conţinut de silice mai mare decît 20%, cantitatea de zgură să ajungă pînă la 30% din metalul turnat.

Captarea şi transportul acestor cantităţi importante de zgură au cerut un volum mare de muncă.

Pentru mecanizarea acestor operaţii, iniţial s-a folosit o ladă de zgură montată pe un cărucior de linie ferată obişnuită, cu declivitate către hala de turnare, care era dusă sub platforma de lucru a cuptorului, pînă în dreptul uşii din mijloc, cu ajutorul unui troliu manual.

Pentru întreţinerea acestor linii, şi pentru curăţare şi manevrare se foloseau patru oameni pe schimb, la fiecare cuptor. S-a trecut mai tîrziu la modernizarea acestei instalaţii. Zgura lichidă era evacuată într-o oală de 5,25 m^3, montată pe un vagon special, de gabarit anormal, care rula pe o pardoseală de plăci de fontă cu profilul corespunzător conducerii roţilor vagonului (fig.1, instalaţie IPROMET pentru cuptoare de 90 t). Manevrarea se făcea cu un troliu acţionat electric. Instalaţia era inspirată după modelul altor oţelării străine.

Progresul faţă de vechea instalaţie era mare, dar mai persistau o serie de dezavantaje. În cazul unor reacţii violente în cuptor, se produceau debordări de zgură şi blocări ale roţilor vagonului. Construcţia acestuia nu permitea o curăţare uşoară a canalului de rulare. Manevrarea acestuia spre hala de turnare sub jgheabul de descărcare se făcea cu întîrziere şi nu se prindea zgura de la descărcarea cuptorului. Cablul de manevrare a vagonului era expus arderii şi schimbarea lui necesita un volum mare de muncă şi întîrzieri care afectau desfăşurarea normală a fazelor şarjei.

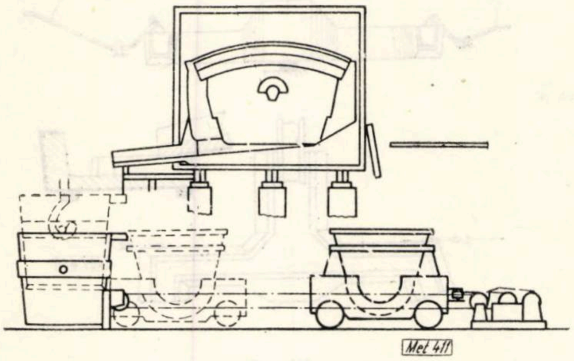


Fig. 1

Toate aceste dezavantaje au dus la o nouă concepţie care constă în eliminarea sistemului de manevrare a oalei cu vagonul şi înlocuirea lui cu un transbordor de forma unei furci, pe care se aşază oala de zgură. Această furcă alunecă pe o cale cu role, aşezată la distanţă mare de spaţiul de cădere a zgurei şi la circa 2 m înălţime de la sol (fig. 2).

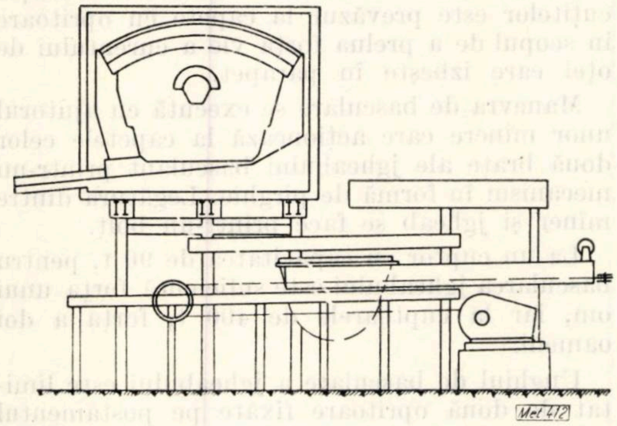


Fig. 2

Pentru a scoate oala în cîmpul macaralelor din hala de turnare, furca iese de pe calea de rulare şi lucrează în consolă, avînd la capătul opus oalei o rolă de contra-reazăm, care se rostogoleşte pe o grindă fixată sub traversele vetrei cuptorului.

Acţionarea se face cu un cablu care se înfăşoară şi se desfăşoară simultan pe un tambur. Rotirea tamburului se face într-un sens, pentru mişcarea de împingere spre hală, şi în sens opus, pentru tragerea sub cuptor în dreptul orificiului de descărcare a zgurei prin uşa din mijloc a cuptorului.

Această instalaţie funcţionează de cinci ani în secţia I de oţelărie şi ea a fost adoptată, cu modificări, de IPROMET şi pentru secţia a II-a de oţelărie, mărindu-se corespunzător capacitatea agregatelor.

Pentru manevrarea şi întreţinerea ei, la toate cele cinci cuptoare ale oţelăriei se foloseşte un singur muncitor pe schimb. Uşurinţa cu care se manevrează atît în dreptul uşii din mijloc a cuptorului, cît şi la orificiul de descărcare pentru prinderea zgurei la sfîrşitul descărcării şarjei, a permis menţinerea curăţeniei în hala de turnare. Numărul muncitorilor pentru transportul zgurei şi curăţarea halei de turnare s-a redus de zece ori după intrarea în funcţiune a acestei instalaţii.

Afară de aceste avantaje cu privire la productivitate şi la eliminarea muncilor grele (cu zgură fierbinte) se mai pot enumera cîteva avantaje faţă de vechea instalaţie, şi anume: s-a redus pericolul de blocare a părţilor mobile ale instalaţiei chiar la cele mai violente reacţii din cuptor şi, în consecinţă, nici instalaţia de acţionare nu mai este atît de solicitată; cablurile de acţionare sînt la o distanţă mai mare faţă de sursele de căldură; ele nu se deteriorează şi se pot schimba cu multă uşurinţă; jgheabul de scurgere a cuptorului se poate rabate lăsînd să cadă zgura în oala de zgură, fără pericolul blocării căii de rulare a transbordorului; se pot schimba vanele de zgură în timpul funcţionării cuptorului; se manevrează uşor fie de la masa de comandă, fie de la tabloul de sub cuptor.

Evacuarea oţelului în două oale. Foarte multe oţelării şi-au mărit capacitatea de producţie prin supraîncărcarea cuptoarelor peste tonajul nominal. Realizarea acestei măsuri, în halele existente, prin evacuarea întregii cantităţi de oţel într-o singură oală, nu era posibilă, deoarece se depăşeau sarcinile permise de ridicare a podurilor rulante.Cea mai convenabilă soluţie a fost aceea de a se descărca şarja în două oale.

Aceeaşi problemă s-a pus pe măsură ce s-au dezvoltat capacităţile cuptoarelor la 300, 400 şi 500 t. Însăşi construcţia unor poduri rulante pentru astfel de tonaje ridică probleme grele. Din această cauză, numărul de poduri rulante de 350 şi 400 t realizate astăzi în lume este extrem de mic şi s-a recurs la soluţia de a se turna în două oale. Dar pentru evacuarea oţelului în două oale a fost nevoie de un jgheab de scurgere a oţelului care să satisfacă această cerinţă.

S-au creat în acest sens mai multe forme constructive ale jgheaburilor [1, 2, 3]. Cel mai răspîndit pentru marea sa simplitate este astăzi jgheabul bifurcat pantalon (fig. 3*a* și *b*). Dezavantajul pe care-l prezintă constă în dificultatea unei repartizări dorite a oțelului în cele două oale. Foarte numeroase sînt încercările de rezolvare a acestei probleme. Cea care s-a răspîndit mai mult este redată în figura 3*c* și *d*. Însă nici una dintre ele nu are siguranță absolută în funcționare. Soluția din figura 3*c* aduce unele avantaje din punctul de vedere al repartizării oțelului, însă prezintă marele dezavantaj că ocupă hala de turnare pe lățime.

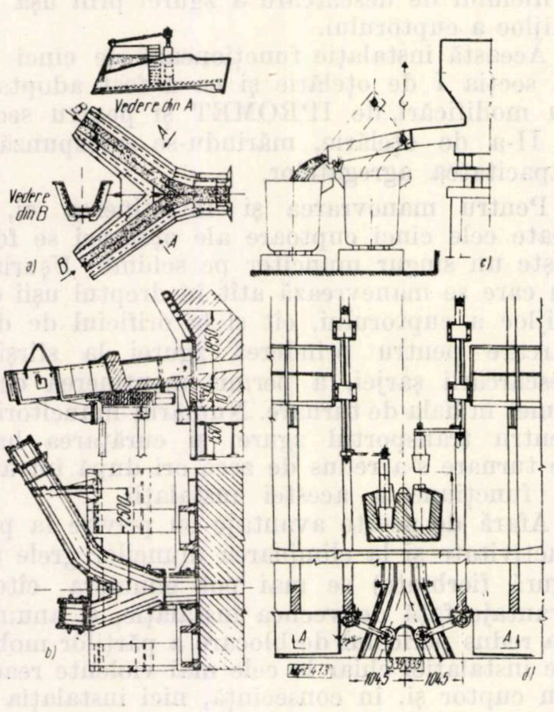


Fig. 3

Soluția unui jgheab basculant a fost cea mai atrăgătoare, iar realizarea sa practică s-a făcut cu mult succes la Hunedoara. Esențialul problemei a constat în aflarea unghiurilor de înclinație a diferitelor părți ale jgheabului. Determinarea lor s-a făcut pe baza cunoștințelor căpătate în urma numeroaselor experiențe efectuate prin varierea unghiului la jgheabul obișnuit pentru o singură oală.

Instalația este compusă din următoarele elemente : jgheabul scurt, jgheabul basculant, cîntarul și mecanismele de acționare (fig. 4).

Jgheabul scurt este prins de placa orificiului de scurgere a cuptorului cu ajutorul a două gheare și este rabatabil în plan vertical. Rabatarea se produce la sfîrșitul descărcării șarjei în momentul cînd din cuptor vine numai zgură pentru a întrerupe descărcarea ei în oale și a o lăsa să cadă în oala de zgură de sub cuptor. Mișcarea de rabatare a jgheabului scurt este executată cu ajutorul unei macarale pivotante, fixată de construcția metalică a cuptorului.

În timpul scurgerii șarjei din jgheabul scurt oțelul cade în cascadă în jgheabul basculant care se găsește montat sub primul, astfel încît între blindajul metalic al jgheabului scurt (partea sa cea mai de jos) și planul de scurgere zidit cu cărămidă refractară al jgheabului basculant trebuie să existe distanța necesară oscilației jgheabului basculant. Jgheabul basculant este în formă de T. Locul de izbire a curentului de metal este întărit sub forma unui parapet prin zidirea cărămizii pe lungime. Celelalte brațe ale jgheabului se zidesc cu cărămida pe lat.

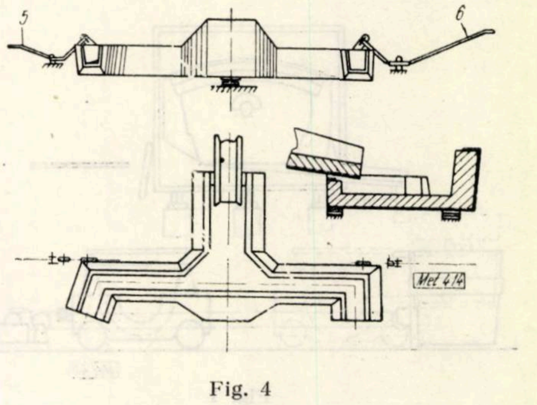


Fig. 4

Jgheabul mobil oscilează în jurul axei sale fiind prevăzut cu cuțite asemănătoare celor de la cîntare. Din punct de vedere mecanic el se găsește în echilibru indiferent. Locașul cuțitelor este prevăzut la capete cu opritoare în scopul de a prelua forța vie a curentului de oțel care izbește în parapet.

Manevra de basculare se execută cu ajutorul unor mînere care acționează la capetele celor două brațe ale jgheabului basculant printr-un mecanism în formă de pîrghie. Legătura dintre mîner și jgheab se face printr-un bolț.

La un cuptor cu capacitatea de 90 t, pentru bascularea jgheabului este suficientă forța unui om, iar la cuptoarele de 400 t, forța a doi oameni.

Unghiul de basculare a jgheabului este limitat de două opritoare fixate pe postamentul jgheabului.

Unghiurile de înclinare în direcția halei de turnare, care au fost găsite cele mai favorabile la cuptoarele de 90 t, sînt : la jgheabul scurt 7° (respectă continuitatea cu unghiul de înclinare a vetrei), iar la jgheabul basculant 3°. Unghiul de oscilație a jgheabului basculant pe cuțitele sale, deci pe direcția așezării celor două oale de turnare, este tot de 7°. Valorile acestor unghiuri sînt dependente de capacitatea cuptorului, de distanța dintre oale, de diametrul orificiului de scurgere etc.

Această construcție funcționează de peste trei ani la Combinatul siderurgic Hunedoara atît la cuptoarele de 90 t, cît și la cele de 400 t, cu o siguranță remarcabilă. Singurele deficiențe au apărut prin nerespectarea unghiurilor și s-au soldat prin scurgeri de oțel pe la coada jgheabului basculant.

Superioritatea jgheabului basculant constă în ușurința cu care se repartizează oțelul în cele două oale de turnare. Spre exemplu, la jgheabul pantalon, una dintre caracteristicile de funcționare este dată prin diferența de greutate a cantităților de oțel prelucrate de cele două oale. Sînt situații în care oalele funcționînd la capacitate completă, jetul de oțel nu se poate controla în limite strînse cu ajutorul dopurilor de distribuție și este posibil ca o oală să se umple complet înainte de sfîrșitul descărcării cuptorului și astfel o parte din oțel să debordeze în hală, iar cealaltă oală să rămînă incomplet umplută. Pentru ca, prin comparație, să se exemplifice ușurința de servire a jgheabului basculant, se descrie umplerea a trei oale de turnare de la cuptor. După ce primele două oale au fost așezate pe stative, se descarcă cuptorul într-o singură oală, basculîndu-se jgheabul la oscilația maximă permisă, oțelul curgînd numai într-o singură oală. Cînd această oală s-a umplut, se basculează jgheabul în direcția opusă, se ia în acest timp cu o macara, prima oală umplută, și cu o altă macara se pune în locul ei o a treia oală goală. Cînd și a doua oală s-a umplut, jgheabul se înclină din nou în sens invers, restul de oțel scurgîndu-se în a treia oală. Toate aceste manevre sînt de neconceput la jgheabul pantalon.

Este cunoscut faptul că acolo unde nu există posibilitatea de a se măsura cantitatea de oțel în oală, atunci cînd se toarnă în sifon rămîn lingouri mai scurte decît lungimea prescrisă pentru laminarea lor. În acest sens, din posibilitățile pe care le oferă jgheabul basculant, s-ar putea obține avantaje și mai mari prin montarea unor doze de măsurare a forței pe stativele oalelor de turnare, care vor permite repartizarea exactă a oțelului în oale, corespunzător numărului de lingouri care trebuie turnate.

Din punctul de vedere al analizei chimice, diferențele analizei dintre cele două oale de turnare sînt mici și se înscriu în toleranțele prevăzute pentru mărcile de oțel, cu toate că se lucrează cu feromangan dat în oala de turnare [5].

Evacuarea zgurei din camera de zgură. Cantitatea de zgură și pulberi antrenată de gazele de ardere în cuptorul Martin este apreciabilă și variază între 8 și 15 kg/t de oțel elaborat. Cu cît energia cinetică a flăcării este mai mare, cu atît această cantitate se situează către valorile mai mari.

Perspectiva unei apropiate introduceri a oxigenului pentru insuflare în baia lichidă va mări antrenările de oxizi metalici din cuptor și peste aceste valori. Aproximativ 50% din zgură și praful de oxizi antrenat din cuptor se depun în camera de zgură a cuptorului, restul fiind antrenat de gazele de ardere și depus în grătare, în canalele de fum, sau evacuat la coș o dată cu fumul.

Umplerea camerei de zgură cu aceste depuneri determină, în mare măsură, viața părții inferioare a cuptorului. Oprirea cuptoarelor pentru curățarea canalelor de zgură aduce după sine o pierdere însemnată de producție. Mijloacele de mecanizare folosite pînă acum pentru curățare au constat în ciocane pneumatice și explozivi. Pentru practicarea găurilor de explozie se folosesc găuritoare pneumatice și lănci de oxigen cu sîrmă de aluminiu înfășurată pe lance.

Întreaga operație de evacuare se desfășoară în condiții grele de muncă fizică, în căldură excesivă și praf; prin explodarea găurilor în zgura fierbinte, pericolul pentru muncitori crește.

La oțelăriile de la Combinatul siderurgic Hunedoara, pe linia îmbunătățirii agregatelor s-au aplicat multe noutăți apărute în domeniul tehnicii. Printre altele, s-a încercat cărămida bazică suspendată cu inserție de tablă (feroclip), iar vechea construcție a canalului vertical s-a modificat, adoptîndu-se sistemul de zidire „în trompetă". Pe lîngă alte mari avantaje ale acestui mod de construcție a fost posibil în felul acesta ca întreaga cameră de zgură să devină mobilă. Prin adoptarea construcției canalului vertical „în trompetă", bolta camerei de zgură nu se mai sprijină pe pereții cuptorului ca în situația anterioară și este suspendată de o armătură metalică. Eforturile orizontale din contraforturi dispar total. În sistemul acesta de construcție, canalul vertical și bolta pot constitui un ansamblu separat susținut de o armătură metalică independentă de camera de zgură care a fost înlocuită cu o cutie metalică montată pe roți (fig. 5).

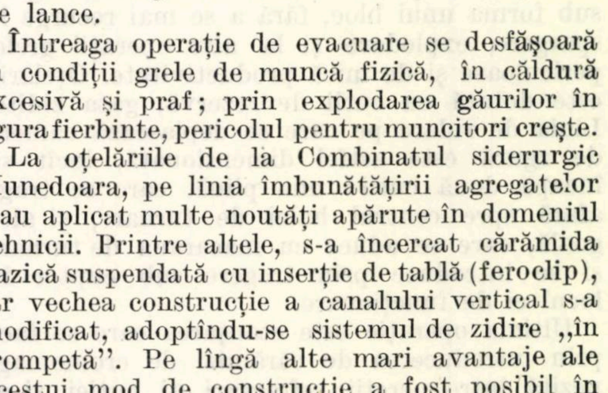


Fig. 5

Interiorul cutiei metalice se îmbracă cu căptuşeală refractară. Dimensionarea acestei zidării se face ţinînd seamă de realizarea unei bune izolaţii termice. Pierderile de căldură în această parte a cuptorului pot afecta sensibil productivitatea cuptorului. Peste stratul de zidărie de izolaţie executat dinspre blindaj către interiorul camerei de zgură din azbest, strat ştampat de diatomită şi cărămidă de şamotă zidită umed, se ridică stratul refractar executat din cărămidă de magnezită (sau cromomagnezită), de obicei din cărămidă recuperată din cuptorul superior.

La cuptoarele de 90 t, cutia metalică prevăzută cu nervuri de întărire s-a executat din două bucăţi asamblate cu şuruburi. Segmentarea cutiei a fost gîndită ţinîndu-se seamă de forţa de ridicare a macaralelor din hala de turnare şi de posibilităţile de a se scoate zgura sub forma unui bloc, fără a se mai recurge la spargere, explodare şi la alte operaţii grele, periculoase şi de mică productivitate. Oţelăria este dotată cu cutii de rezervă, gata zidite. Linia de rulare pe care se deplasează camera de zgură este astfel dimensionată, încît să încapă două cutii : una plină, care se trage afară spre centrul halei de turnare, şi alta goală, care se aduce cu macaraua de turnare şi se introduce prin tragere sub cuptor în locul ei de funcţionare.

Ultima operaţie este etanşarea care se face prin introducerea de cărămizi de cromomagnezită între pereţii refractari ai cutiei şi ai bolţii suspendate.

Prima cameră de zgură mobilă s-a instalat în anul 1961 la cuptorul nr. 4 de 90 t. Cu ocazia opririlor la rece, schimbarea camerelor de zgură s-a executat fără nici un fel de impediment. De asemenea, s-au făcut încercări reuşite de schimbare a camerei şi în timpul funcţionării cuptorului.

Durata schimbărilor este o oră şi jumătate (trei ore pentru ambele camere), dar sînt posibilităţi de reducere a acestei durate. Faţă de vechea situaţie, cînd evacuarea şi rezidirea unei camere de zgură durau 96 de ore, progresul este considerabil. Numărul de ore de lucru prestate pentru întregul ciclu de evacuare-rezidire se reduce de la circa 1 100–1 200 h la 80–100 h, fără să se stăruie asupra eliminării condiţiilor de muncă foarte grele.

Încercarea reuşită de a se schimba camera de zgură chiar în timpul funcţionării cuptorului deschide perspectiva, dorită de mult de oţelari, de a realiza „viaţa unitară" a cuptorului Faptul că astăzi, diferitele părţi ale cuptorului nu au durabilităţi egale impune oprirea întregului ansamblu pentru fiecare dintre ele. La cuptoarele bazice, oprirea la rece se face pentru rezidirea bolţii şi, de fapt, aceasta caracterizează şi o campanie de cuptor, dar în acest interval de timp se mai face o oprire sau două pentru curăţarea camerelor de zgură, a canalelor regeneratoarelor şi de fum, şi chiar înlocuirea parţială sau totală a cărămizilor de grătar.

Opririle acestea la rece scad mult din durabilitatea bolţilor de cromomagnezită ale cuptoarelor care, prin răcire, se exfoliază.

Posibilitatea creată de a schimba camera de zgură în timpul funcţionării şi înainte de a se umple, şi deci de a-şi pierde rolul de captator al prafului oxidic care este elementul hotărîtor în acţiunea de distrugere a cărămizilor din grătar, va face ca regeneratoarele să-şi menţină durabilitatea cel puţin la valori egale cu cele ale bolţilor, dacă nu chiar mai mult.

Eliminarea acestor reparaţii intermediare va reduce la jumătate timpul de opriri la rece al cuptoarelor.

---

[1] *Trubin, Oiks, Cernenco, Lurie, Trubeţkov.* Metalurghia stali martenovskii proţess. Moscova, 1961, p. 230–233. [2] Radex Rundschau, caiet 3, 1962, p. 129–132. [3] Radex Rundschau, caiet 6, 1959, p. 698–703. [4] *Ullapenger, L., Süptitz, G.* şi *Groth, W.* Mai mult oţel prin metode noi. Berlin, Ed. Trübne, 1961. [5] * * * Supraîncărcarea cuptoarelor Martin de 60 t. Experienţa Combinatului siderurgic Hunedoara. Bucureşti, I.D.T., 1961.

CZ 669.183.41: 621.183.22

Sudarea vetrei la cuptoarele de 400 t

Ing. SABIN FAUR

În ultimii doi ani, la Combinatul siderurgic din Hunedoara au fost puse în funcţiune cuptoare Martin de mare capacitate, cuptoare care la o singură şarjă produc 400 t oţel lingou.

Una dintre cele mai complexe probleme care s-au pus în faţa oţelăriilor la darea lor în exploatare a fost sudarea stratului monolit de pe vatră, înclinaţii şi pereţi.

Stratul sudat constituie partea principală de lucru a vetrei. El trebuie să preia, fără a se distruge, sarcinile dinamice care se produc la introducerea încărcăturii şi să suporte fără deformaţii sarcina statică pe care o exercită încărcătura completă. Aflîndu-se în permanenţă sub influenţa unor temperaturi ridicate, el trebuie să fie destul de inactiv pentru a se putea opune acţiunii fizico-chimice a metalului şi zgurei lichide. În timpul exploatării, uzura inevitabilă a stratului sudat trebuie să fie uniformă pe întreaga suprafaţă a vetrei, pentru a asigura desfăşurarea normală a procesului tehnologic de elaborare a oţelului.

Uzura, caracterul distrugerii şi durabilitatea stratului sudat sînt determinate de calitatea şi condiţiile de executare a acestuia, de procedeul de sudare şi de compoziţia fizico-chimică a materialelor.

În practica mondială se cunosc mai multe procedee de executare a stratului sudat. Pînă în ultimii ani, procedeul vechi de sudare, întocmit pe baza unei practici îndelungate a funcţionării cuptoarelor Martin bazice de capacitate mică cu bolţi de silică, nu a fost modificat. Mai mult decît atît, acest procedeu a fost aplicat în mod mecanic şi la cuptoarele Martin moderne cu încărcătură mare.

Bolta de silică limitează posibilitatea obţinerii temperaturilor ridicate în spaţiul de elaborare a cuptorului, ceea ce, probabil, a generat părerea că sudura vetrei trebuie făcută la temperaturi moderate.

Temperaturile moderate folosite erau condiţionate însă şi de faptul că zgura Martin care se adaugă la magnezita granulată avea o temperatură de topire scăzută. La o supraîncălzire accentuată, zgura Martin devine atît de fluidă încît o parte din ea curge spre orificiul de evacuare şi astfel reduce durabilitatea stratului de uzură a vetrei.

Trecerea la cuptorul Martin superior bazic complet a impus noi condiţii mai pretenţioase atît executării stratului sudat, cît şi comportării lui în exploatare. Creşterea cantităţii de fontă în încărcătura cuptorului, elaborarea în cuptoarele de mare capacitate a oţelurilor calmate predezoxidate cu ferosiliciu de 45% sau silicomangan, duc la zgure cu un conţinut ridicat de bioxid de siliciu care, în timpul evacuării oţelului, acţionează asupra stratului sudat. În aceste condiţii, sudarea vetrelor trebuie făcută la temperaturi mai ridicate, prin schimbarea cantitativă şi calitativă a compoziţiei materialelor utilizate.

În literatura de specialitate se arată că într-o serie de uzine din străinătate s-a aplicat un procedeu nou de sudare a vetrelor cuptoarelor Martin, utilizîndu-se în acest scop arsura.

Cauza răspîndirii lente a acestei metode moderne s-a datorat lipsei unei teorii complete, unanim recunoscute, cu privire la procesul formării stratului sudat. Chiar şi în cele mai recente lucrări din acest domeniu nu este clarificată problema raportului cantitativ dintre liant, adică arsură, şi magnezita granulată, precum şi determinarea unui regim termic raţional.

La sudarea vetrei de la cuptoarele de 400 t nu s-a renunţat complet la procedeul vechi, dar în amestecul compus pentru fiecare strat s-a adăugat o cantitate de arsură, apreciată în funcţie de comportarea sudurii stratului precedent. Acest lucru a permis reducerea numărului de straturi prin arderea unor straturi mai groase şi printr-o sudare mai rapidă.

Încălzirea cuptorului s-a făcut conform graficului redat în figura 1. Pînă la temperatura de circa 1 200°C, încălzirea s-a făcut numai cu gaz de cocs rece, introdus cu ajutorul arzătoarelor prin fiecare uşă a cuptorului. Cîte un arzător a fost montat şi în camerele de zgură. La temperatura de 1 800°C s-a pus în funcţiune inversarea automată a focului şi s-a trecut la încălzirea prin injectoarele din capetele cuptorului cu gaz de cocs şi păcură.

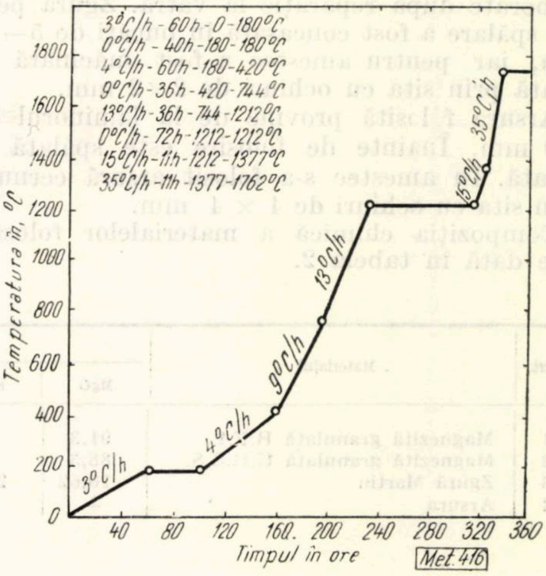


Fig. 1

Încălzirea cuptorului a fost considerată terminată cînd temperatura bolţii principale a fost cuprinsă între 1 700 şi 1 800°C, iar temperatura grătarelor, între 1 300 şi 1 400°C.

Înainte de începerea spălării cu zgură a cuptorului s-au făcut determinările de temperatură arătate în tabela 1.

Tabela 1

Locul măsurării	°C	Observaţii
Temperatura vetrei	1 700	uşa nr. 3
Temperatura peretelui din spate	1 690—1 720	uşa nr. 3 fără flacără
Temperatura peretelui din faţă	1 700	uşa nr. 3 fără flacără
Temperatura flăcării	1 850	stînga
Temperatura flăcării	1 920	dreapta
Temperatura tablei de sub cuptor	180	media la toate uşile

Pentru sudarea vetrei cuptoarelor A şi B s-a folosit magnezita granulată trecută prin sita cu ochiuri de 8 × 8 mm, utilizîndu-se pentru sudare numai fracţia sub 8 mm, deoarece experiența a arătat că ea contribuie la o compactitate mai mare a stratului sudat.

Zgura Martin folosită a fost colectată de la șarjele de oțe necalmat, care au avut un mers normal. Nu s-a luat zgură de la șarjele elaborate după reparație la vatră. Zgura pentru spălare a fost concasată în bucăți de 5—40 mm, iar pentru amestec a fost măcinată și sitată prin sita cu ochiuri de 2×2 mm.

Arsura folosită provine de la laminorul de 650 mm. Înainte de folosire este spălată și uscată. În amestec s-a folosit arsură cernută prin sita cu ochiuri de 4 × 4 mm.

Compoziția chimică a materialelor folosite este dată în tabela 2.

Tabela 2

Nr. crt.	Materialul	Compoziția chimică, % MgO	SiO_2	FeO	Fe_2O_3	MnO	CaO	PC	Observații
1	Magnezită granulată R.F.I.	91,3	1,70	—	2,49	—	2,52	0,42	mediu
2	Magnezită granulată U.R.S.S.	88,3	3,70	—	4,00	—	3,80	0,20	—
3	Zgură Martin	10,62	20,12	13,51	3,5	—	39,9	—	
4	Arsură	—	0,50	53,8	73,67	—	—	—	—

Tabela 3

Porția	Locul unde s-a dat zgura	Cantitatea de zgură, kg ușa 1	ușa 2	ușa 3	ușa 4	ușa 5	Total	Observații
1	Vatră	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	9 000	concasată
	Peretele din față	300	300	300	300	300	1 500	măcinată
	Peretele din spate	200	200	200	200	200	1 000	măcinată
	Capete	300	—	—	—	300	600	măcinată
2	Vatră	1 500	1 500	1 500	1 500	1 500	7 500	concasată
	Spate	300	300	300	300	300	1 500	măcinată
	Față	300	300	300	300	300	1 500	măcinată
	Capete	300	—	—	—	300	600	măcinată
3	Vatră	1 500	1 500	1 500	1 500	1 500	7 500	concasată
	Spate	300	300	300	300	300	1500	măcinată
	Față	300	300	300	300	300	1 500	măcinată
	Capete	400	—	—	—	400	800	măcinată
Total	zgură pentru spălare						30 500	

Determinarea momentului începerii spălării vetrei s-a făcut după o ultimă examinare a funcționării aparaturii termotehnice a cuptorului, a instalației de inversare automată a focului, măsurîndu-se temperatura vetrei, a pereților, a bolții și a plăcii de sub cuptor (tabela 1). Dacă temperatura vetrei este de minimum 1 700°C, spălarea cu zgură poate începe. Pentru determinarea momentului de începere a spălării vetrei, în practică se folosește și o altă metodă, ca topirea a cîtorva bucăți de zgură de 150—200 mm în decurs de 20 min, aruncate pe vatră în fața orificiului de evacuare. Dacă în acest timp are loc topirea zgurei, înseamnă că vatra este suficient de caldă și spălarea zidăriei poate începe.

Spălarea vetrei se face cu scopul de a umple rosturile dintre cărămizi cu zgură care, împreună cu periclasul de magnezită, va forma diverse combinații care vor cimenta cărămizile între ele. De asemenea, spălarea cu zgură se face și pentru a crea un strat relativ ușor fuzibil pe suprafața zidăriei, care să contribuie la aderarea stratului sudat la zidăria refractară.

După înfundarea orificiului de evacuare s-a trecut la introducerea zgurei în cuptor. Cantitățile și locul de aruncare în cuptor sînt arătate în tabela 3.

În cuptor s-a observat zgură topită numai după terminarea introducerii celei de-a doua porții. După introducerea zgurei în cuptor s-a dat și o porție de arsură. Cantitatea și locul unde s-a dat sînt arătate în tabela 4.

Tabela 4

Locul unde s-a dat arsura	Cantitatea, kg ușa 1	ușa 2	ușa 3	ușa 4	ușa 5	total	Observații
Vatră	100	100	100	100	100	500	
Spate	300	300	300	300	300	1 500	
Față	300	300	300	300	300	1 500	
Capete	300	—	—	—	300	600	
Total arsură						4 100	

Pentru spălare s-au folosit 34 600 kg zgură și arsură. Topirea completă a zgurei din cuptor s-a constatat după 1,15 h de la terminarea introducerii ultimei porții de zgură. În stare topită zgura a fost menținută în cuptor timp de 1,15 h, apoi a fost evacuată. Cantitatea de zgură evacuată a fost evaluată la circa 8 000 kg, deci zidăria cuptorului a absorbit aproximativ 70% din cantitatea de zgură introdusă. Resturile de zgură care au rămas pe înclinații și pereți au fost suflate cu aer comprimat și evacuate prin orificiul cuptorului.

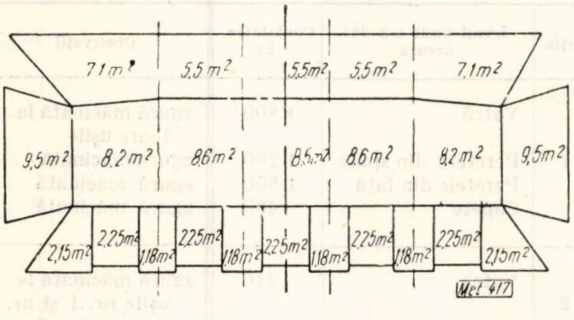


Fig. 2

Conform proiectului, grosimea stratului sudat trebuie să fie de 240 mm. Pentru calculul aproximativ al cantității de magnezită granulată s-a determinat suprafața interioară a cuptorului pe zidăria de cărămidă. Pentru ușurarea calculului, suprafața vetrei a fost împărțită în figuri geometrice (fig. 2).

Pentru o repartizare justă și uniformă pe suprafața interioară a cuptorului se pregătesc porții separate pentru fiecare sector în parte. Astfel, pentru vatră s-au pregătit cinci porții egale, la fel pentru peretele din spate, iar pentru peretele din față au fost pregătite 11 porții, dintre care șase porții pentru pieptul stîlpilor și cinci porții pentru pieptul pragurilor. Pentru capetele de ardere s-au pregătit separat două porții. Astfel că pentru un strat se pregătesc 18 porții, cu excepția primului strat unde se pregătesc numai cinci porții pentru vatră.

Pregătirea porțiilor se face cu ajutorul unor găleți etalonate pentru fiecare material.

La cuptoarele de 400 t s-au aplicat între nouă și zece straturi. Primul strat pe vatră a fost compus numai din magnezită granulată, și aceasta pentru a menține o refractaritate ridicată a stratului, ținînd seamă că pe vatră a rămas o cantitate de zgură de la spălare. Începînd cu al doilea strat, pentru vatră se pregătește un amestec de magnezită granulată cu zgură sau arsură. Proporția de zgură se stabilește după formula:

$$\%\ \text{zgură} = \frac{\%\ \text{MgO magnezită} - \%\ \text{MgO strat} \times 100}{\%\ \text{MgO strat} - \%\ \text{MgO zgură}}$$

Calculul se face considerînd că în strat trebuie să fie circa 75% MgO. Pentru peretele din spate, peretele din față și capetele de ardere, calculul se face cu 70% MgO în strat, datorită condițiilor mai grele de ardere, în acest mod asigurîndu-se o sudare uniformă pe întreaga suprafață interioară a cuptorului.

Aruncarea materialului în cuptor se face manual cu lopețile. Întîi se aruncă materialul pe vatră, iar după aceea se aruncă pe pereți și capete. În tabela 5 se arată compoziția încărcăturii și cantitatea de materiale folosite la cuptorul *C*.

Se observă că proporția de zgură în amestec a fost menținută constantă, iar arsura nu a fost folosită decît la straturile introduse pe vatră. La cuptoarele *A* și *B*, acest lucru nu a putut fi respectat, astfel încît compoziția straturilor a fost modificată de mai multe ori. De asemenea, pentru a uniformiza arderea stratului pe întreaga suprafață s-au folosit cantități suplimentare de zgură sau arsură, care au dus la compoziții uniforme ale stratului sudat.

Conținutul de MgO în straturile sudate la cuptorul *C* este dat în tabela 6.

Conținutul relativ mic în MgO al primului strat se datorește atît magnezitei granulate

Tabela 5

Numărul stratului	Durata arderii stratului, h/min	Vatră				Peretele din spate			Peretele din față			Capete de ardere		
		magnezită, kg	zgură		arsură, kg	magnezită, kg	zgură		magnezită, kg	zgură		magnezită, kg	zgură	
			kg	%			kg	%		kg	%		kg	%
1	5,05	3 600	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
2	5,40	3 000	384	11,4	—	1 000	260	20,6	2 500	650	20,6	800	208	19,3
3	9,00	3 000	384	11,4	—	1 500	390	20,6	3 000	780	20,6	800	208	19,3
4	9,00	2 500	320	11,4	—	1 500	390	20,6	2 500	650	20,6	800	208	19,3
5	8,00	2 500	320	11,4	—	1 000	260	20,6	2 500	650	20,6	800	208	19,3
6	7,30	2 500	320	11,4	80	1 000	260	20,6	2 500	650	20,6	800	208	19,3
7	6,00	2 500	320	11,4	100	1 000	260	20,6	2 500	650	20,6	800	208	19,3
8	5,30	2 300	304	11,4	120	750	195	20,6	2 250	585	20,6	800	208	19,3
9	5,15	2 300	304	11,4	94	500	130	20,6	1 000	260	20,6	600	156	19,3
10	5,05	dolomită calcinată = 10 000 kg; s-a dat cu mașina pe înclinații și capete												

total magnezită granulată = 57 400 kg
total zgură sudată = 9 848 kg = 77 642 kg
total arsură = 394 kg
total dolomită calcinată = 10 000 kg

la care MgO nu a depășit 88%, cît și cantităților de zgură care au rămas pe vatră și pe pereții cuptorului, diluînd mult primul strat.

Tabela 6

Stratul nr.	Conținutul de MgO, %				
	ușa 1	ușa 2	ușa 3	ușa 4	ușa 5
1	—	67,08	64,80	79,09	—
2	—	78,50	78,14	81,12	—
3	80,24	80,83	79,63	80,53	79,35
4	80,00	79,94	86,14	83,69	81,86
5	76,40	76,46	79,21	82,63	77,17
6	75,22	80,24	80,24	79,94	79,06
7	71,39	74,36	71,09	76,70	77,00
8	68,15	71,86	76,05	70,77	73,92
9	67,85	69,03	75,85	71,09	69,91

La cuptorul *C*, spre deosebire de cuptoarele *A* și *B* porția destinată mijlocului vetrei a fost pregătită la toate straturile fără zgură sau arsură.

Terminarea arderii stratului a fost determinată pe baza probelor luate cu țeavă de $1^{1}/_{4}$ țoli din dreptul fiecărei uși. Indicii de bază care au determinat aprecierea terminării arderii stratului au fost aspectul probelor în ruptură (compactitatea și culoarea).

Pentru a mări compactitatea stratului sudat de la suprafață și pentru a înlătura denivelările, acesta se impregnează din abundență cu zgură. În acest fel, refractaritatea stratului va scădea într-o anumită măsură dar va crește mult compactitatea lui, împiedicînd pătrunderea oțelului lichid în adîncimea stratului sudat.

Imediat după terminarea arderii ultimului strat s-a început introducerea primei porții de zgură. Cantitatea de zgură și arsură folosită la spălare este dată în tabela 7.

După topirea completă a zgurei, aceasta a fost evacuată. Cantitatea de zgură evacuată a fost de aproximativ 3,0 t, adică 69% din zgură a fost absorbită de stratul sudat.

După evacuarea completă a zgurei din cuptor, s-au oprit combustibilul și aerul, s-a menținut cuptorul fără combustibil pînă cînd temperatura la boltă a ajuns la 1 250°C. Apoi s-a introdus din nou combustibil și s-a început încărcarea.

Tabela 7

Porția	Locul unde s-a dat arsura	Cantitatea, kg	Observații
1	Vatră	1 800	zgură măcinată la toate ușile
	Peretele din spate	1 200	zgură măcinată
	Peretele din față	1 800	zgură măcinată
	Capete	480	zgură măcinată
2	Vatră	240	zgură măcinată la ușile nr. 1 și nr. 5
	Capete de ardere	640	zgură măcinată
3	Vatră	300	arsură
	Peretele din spate	300	arsură
	Peretele din față	450	arsură
	Capete	180	arsură
	Total zgură	6 160	7 390 kg
	Total arsură	1 230	

În timpul spălării cuptorului, al sudării vetrei și al spălării stratului sudat, regimul termic al cuptorului a fost menținut constant la 24×10^6 kcal/h, temperatura bolții cuptorului fiind peste 1 700°C. Durata totală a operației de sudare a unei vetre noi la cuptoarele de 400 t este de 352,4o h (tabela 8).

Tabela 8

Nr. crt.	Denumirea operațiilor	Timpul, h/min.
1	Uscarea și încălzirea cuptorului	274
2	Spălarea cu zgură a zidăriei	9,15
3	Sudarea straturilor	66,05
4	Spălarea stratului sudat	2,00
5	Răcirea cuptorului	1,20
6	Total	352,40

CZ 622.281.5 : 621.771.26

Calibrarea și laminarea profilului pentru armătura de mină

Ing. ADRIAN MURARIU și ing. SILVIU SAMOILESCU

Profilul „armătură de mină" de tip clopot este utilizat pentru armarea galeriilor de mină.

Îmbinarea profilului în construcția metalică de armare este reprezentată în figura 1. Fiecare inel este format din patru segmenți îndoiți după un șablon circular avînd raza *R*. Lungimea fiecărui segment *L* variază în funcție de diametrul inelului *D*. Suprapunerea capetelor segmenților din profil pentru armătură de mină trebuie să se facă etanș pe toată lungimea *d* care este de 400 mm. Îmbinarea se realizează cu ajutorul unor plăci cu șuruburi de strîngere (poziția *a* și *b*, fig. 2).

Pentru a realiza o îmbinare corectă sînt necesare condiții foarte stricte în ceea ce privește înclinarea aripilor profilului, care trebuie să fie riguros egală pentru toate segmentele inelului.

Armarea galeriilor se mai poate face (în afară de cea cu inele) cu arce sprijinite pe stîlpi, construite tot din același profil. În acest caz, stîlpii de susținere pot fi curbați sau drepți, funcție de felul solicitărilor din galerie și se sprijină la partea inferioară pe o placă suport care se execută din capetele de profil rămase la debitarea segmenților.

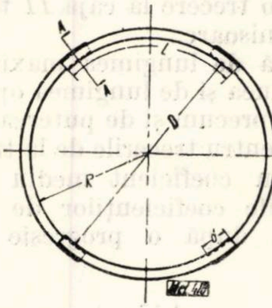


Fig. 1

Curbarea segmenților de profil la raza dorită se execută la o mașină de curbat cu trei role dintre care una are poziție reglabilă.

Profilul pentru armătura de mină a fost importat pînă în trimestrul al II-lea al anului 1961 din R.P.Ungară.

Calibrarea și laminarea acestui profil la laminorul de 650 mm de la Combinatul siderurgic Hunedoara s-au făcut ținînd seamă de forma și de dimensiunile profilului, indicate de normele R.P. Ungare, față de care s-au făcut următoarele modificări : grosimea aripilor profilului s-a mărit de la 9 la 10 mm, iar toleranțele la dimensiunile diverselor părți ale profilului au fost modificate.

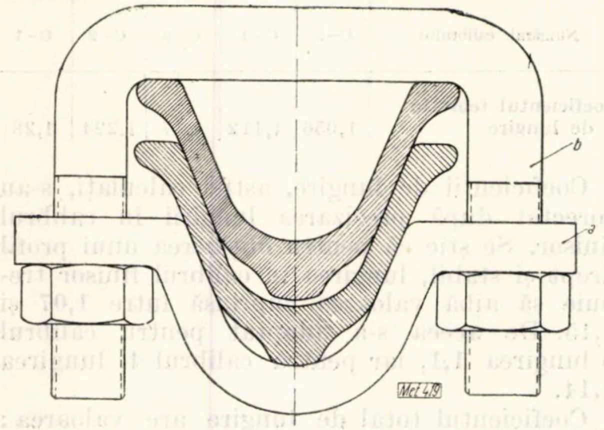


Fig. 2

În unele țări pentru armarea galeriilor de mină sînt folosite profile tip jgheab arătate în figura 3 (profiluri pentru armare folosite în U.R.S.S. și R.S.C). Față de aceste profile, profilul tip clopot prezintă următoarele avantaje :

— armarea se face cu un singur tip de profil, de unde rezultă o micșorare a parcului de cilindri, față de cazul cînd armarea s-ar face cu profilele tip jgheab, armare care folosește două tipuri de profile *A* și *B* pentru aceeași dimensiune ;

— înclinarea aripilor este mult mai mare la profilul tip clopot, ceea ce permite un număr mai mare de recalibrări ale cilindrilor ;

— munca la ajustajul laminorului se simplifică nefiind necesar să se facă o depozitare și sortare separate pentru două tipuri de profil ;

— profilul tip clopot rezistă timp mai îndelungat la eforturi apropiate de cele maxime, fără a se deforma, spre deosebire de profilele tip jgheab (*A* și *B*).

Dezavantajul profilului tip clopot față de cel de tip jgheab este că la aceeași greutate pe metru, modulul de rezistență este mai mic și că armarea cu acest profil nu prezintă o elasticitate atît de mare ca aceea cu două tipuri *A* și *B* și deci repartizarea presiunii din galerie pe armătură nu se face atît de uniform.

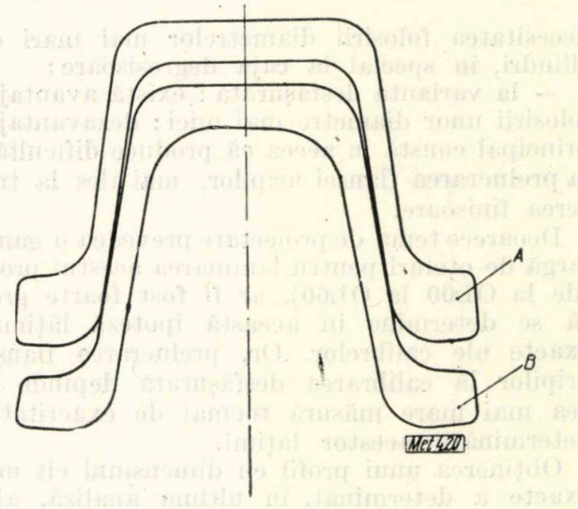


Fig. 3

Ținîndu-se seamă de avantajele arătate, în U.R.S.S. a fost adoptat un profil universal care elimină dezavantajele cauzate de utilizarea a două profile *A* și *B*, avînd în același timp un modul de rezistență superior.

Desenul profilului laminat la laminorul de 650" de la Combinatul siderurgic Hunedoara și toleranțele dimensionale sînt date în figura 4.

Calibrarea profilului „armătură de mină" a fost studiată în două variante : clasică și desfășurată.

În adoptarea variantei de calibrare s-a ținut seamă de avantajele și dezavantajele fiecărui sistem, și anume :

— la varianta clasică : prelucrarea bună a flanșelor aripilor la toate trecerile, ceea ce permite obținerea corectă a acestor părți ale profilului ; posibilitatea amplasării unui număr mai mare de calibre pe tăblia cilindrilor ; controlul riguros al înălțimii în fiecare calibru. Dezavantajul principal al acestui sistem este necesitatea folosirii diametrelor mai mari de cilindri, în special la caja degrosisoare ;

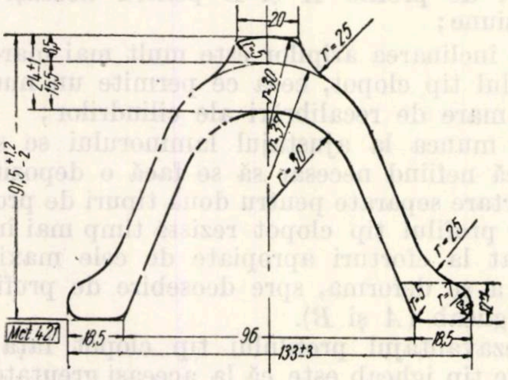


Fig. 4

— la varianta desfășurată : există avantajul folosirii unor diametre mai mici ; dezavantajul principal constă în aceea că produce dificultăți la prelucrarea flanșei aripilor, mai ales la trecerea finisoare.

Deoarece tema de proiectare prevedea o gamă largă de oțeluri pentru laminarea acestui profil (de la OL00 la OL60), ar fi fost foarte greu să se determine în această ipoteză lățimile exacte ale calibrelor. Or, prelucrarea flanșei aripilor la calibrarea desfășurată depinde în cea mai mare măsură tocmai de exactitatea determinării acestor lățimi.

Obținerea unui profil cu dimensiuni cît mai exacte a determinat, în ultima analiză, alegerea sistemului clasic de calibrare.

Profilul a fost împărțit în zone de calcul cu următoarele denumiri : *I* — inimă ; *II* — aripă ; *III* — flanșă ; *IV* — proeminența inimii (fig. 5).

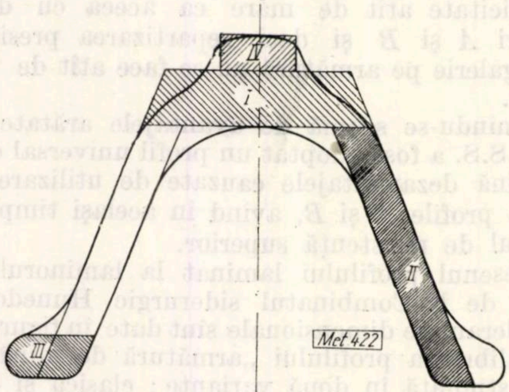


Fig. 5

Înclinația aripilor profilului scade de la 42,12% la calibrul finisor, pînă la 15% la calibrul de spintecare.

Asigurarea unei productivități maxime, deci laminarea cu un număr minim de treceri, a dus la alegerea următoarei scheme de laminare : șapte treceri la caja degrosisoare și cinci treceri la trenul finisor, din care trei treceri la caja *I* trio, o trecere la caja *II* trio și o trecere la caja finisoare.

Ținînd seamă de lungimea maximă a barei finite, de secțiunea și de lungimea optimă a blumului necesar, precum și de puterea motoarelor de acționare, pentru trecerile de la trenul finisor s-a adoptat un coeficient mediu de lungire de 1,17. Valorile coeficienților de lungire, pe treceri, variază după o progresie aritmetică cu rația :

$$r = \frac{\mu_{m-1}}{n_m} = \frac{1{,}17 - 1}{3} = 0{,}056, \qquad (1)$$

unde : μ_m este coeficientul mediu de lungire ; n_m — numărul trecerii pentru care coeficientul de lungire este egal cu coeficientul mediu.

Valoarea coeficienților, pe treceri, a fost calculată cu relația :

$$\mu_n = 1 + n\,r\,, \qquad (2)$$

unde : r este rația progresiei și n — numărul trecerii (în sensul calibrării).

Astfel au fost obținuți următorii coeficienți teoretici de lungire :

Numărul calibrului	C-5	C-4	C-3	C-2	C-1
Coeficientul teoretic de lungire	1,056	1,112	1,17	1,224	1,28

Coeficienții de lungire, astfel calculați, s-au corectat după precizarea lungirii în calibrul finisor. Se știe că pentru obținerea unui profil drept și stabil, lungirea în calibrul finisor trebuie să aibă valoarea cuprinsă între 1,07 și 1,15. De aceea s-a adoptat pentru calibrul 5 lungirea 1,1, iar pentru calibrul 4, lungirea 1,14.

Coeficientul total de lungire are valoarea :

$$\mu_t = \mu_m^n = 1{,}17^5 \qquad (3)$$

$$\log \mu_t = 5 \log 1{,}17 = 0{,}34095\,;\ \mu_t = 2{,}192.$$

Pentru calibrul 3, coeficientul de lungire este egal cu cel mediu, iar pentru calibrele 1 și 2 se calculează astfel :

$$\mu_1\,\mu_2 = \frac{\mu_t}{\mu_5\mu_4\,\mu_3} \qquad (4)$$

$$\mu_1\,\mu_2 = \frac{2{,}192}{1{,}467} = 1{,}49$$

$$\sqrt{\mu_1\mu_2} = \mu_1 : 2\mathrm{m} = \sqrt{1{,}49} = 1{,}22. \qquad (5)$$

Se adoptă : $\mu_1 = 1{,}24$ şi $\mu_2 = 1{,}2$.

Deci valorile reale ale coeficienţilor de lungire, pe treceri, sînt :

Numărul calibrului	C–5	C–4	C–3	C–2	C–1
Coeficientul real de lungire	1,1	1,14	1,17	1,2	1,24

În această situaţie, produsul coeficienţilor este 2,1824, adică aproape de valoarea calculată iniţial 2,192.

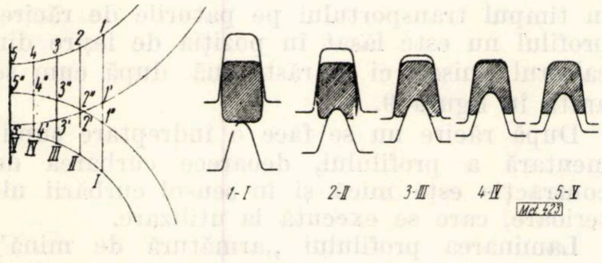


Fig. 6

Determinarea dimensiunilor calibrelor a fost făcută cu ajutorul unei metode pusă la punct la serviciul de calibrare al Combinatului siderurgic Hunedoara. Determinarea creşterii înălţimii aripilor a fost făcută ţinîndu-se seamă de reducerile pe fiecare trecere şi s-a verificat cu ajutorul formulelor clasice pentru determinarea lăţirii, corectate în funcţie de înclinarea aripilor profilului.

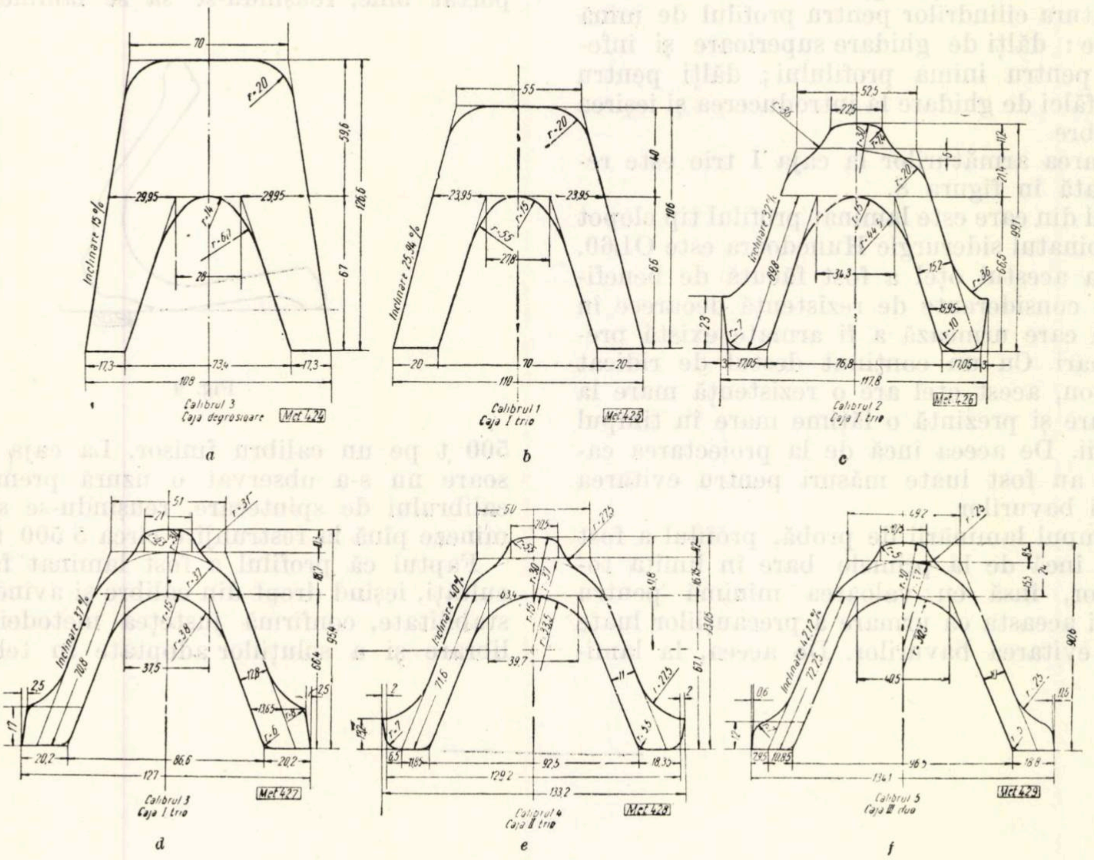


Fig. 7

Una dintre cele mai dificile probleme care trebuiau rezolvate a fost aceea a influenţei îndoirii aripilor în diversele calibre asupra creşterii lungimii liniei medii a aripilor. S-a dedus analitic şi s-a verificat experimental că rotirea (îndoirea) aripilor nu are influenţă asupra creşterii lungimii liniei medii a aripilor în diverse calibre.

Formarea flanşelor a fost făcută cu ajutorul alternării deschiderii calibrelor în dreptul acestora de la o trecere la alta. Aceasta face ca, în timp ce în partea deschisă a calibrului să se obţină lăţimea flanşei, în partea închisă a calibrului următor să poată fi controlată riguros forma ei.

Pentru calibrul de spintecare de la caja degrosisoare a fost adoptată o înclinaţie a pereţilor de 15% pentru a avea o bună stabilitate a barei. Pentru mărirea acestei stabilităţi, în calibrul de spintecare semifabricatul se introduce cu strîngere, adică i se aplică o presiune indirectă de 15 mm. Diversele faze ale spintecării pot fi urmărite în figura 6. Prinderea barei în calibrul de spintecare a fost uşurată prin practicarea unor crestături pe pana calibrului. Pentru a preveni înfăşurările barei pe cilindrul superior în care este strunjită partea închisă a calibrului, a fost necesară o presiune superioară de 120 mm.

Pentru prevenirea unei eventuale neumpleri a aripilor profilului în calibrul de spintecare a fost prevăzut și un calibru de refulare cu baza lărgită cu 10 mm. Laminarea a arătat însă că se poate obține un profil corect chiar dacă se folosește un calibru de refulare obișnuit. Desenele calibrelor sînt reprezentate în figura 7.

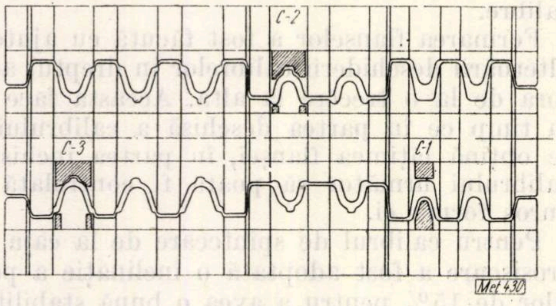


Fig. 8

Semifabricatul care se introduce în calibrul de spintecare are dimensiunile 140×100 mm.

Profilul se laminează dintr-un blum de 180 × × 200 × 3 500 — 4 200 mm a cărui greutate liniară este de 268,5 kg/m.

Armătura cilindrilor pentru profilul de mină cuprinde : dălți de ghidare superioare și inferioare, pentru inima profilului ; dălți pentru flanșe ; fălci de ghidare la introducerea și ieșirea din calibre.

Montarea armăturilor la caja I trio este reprezentată în figura 8.

Oțelul din care este laminat profilul tip clopot la Combinatul siderurgic Hunedoara este OL60. Alegerea acestui oțel a fost făcută de beneficiari pe considerente de rezistență deoarece în galeriile care urmează a fi armate există presiuni mari. Cu un conținut destul de ridicat de carbon, acest oțel are o rezistență mare la deformare și prezintă o lățime mare în timpul laminării. De aceea încă de la proiectarea calibrelor au fost luate măsuri pentru evitarea formării bavurilor.

În timpul laminării de probă, profilul a fost obținut încă de la primele bare în limita toleranțelor, însă cu valoarea minimă pentru flanșe și aceasta ca urmare a precauțiilor luate pentru evitarea bavurilor. De aceea, la laminările ulterioare s-a făcut o modificare a lățimii flanșelor la calibrele 1 și 3 pentru a se obține dimensiunea lor finală în jurul valorii nominale.

Laminarea a arătat o mare stabilitate a barelor în calibre și nu a creat dificultăți în exploatare.

Temperaturile uzuale la laminarea profilului sînt următoarele : temperatura de început de laminare 1 150°C, iar temperatura de sfîrșit de laminare 900°C.

După ieșirea din caja finisoare, barele sînt tăiate la ferăstraie și apoi sînt transportate pe paturile de răcire. Pentru a evita deformările în timpul transportului pe paturile de răcire, profilul nu este lăsat în poziția de ieșire din calibrul finisor, ci se răstoarnă după cum se arată în figura 9.

După răcire nu se face o îndreptare suplimentară a profilului, deoarece curbarea de contracție este mică și în sensul curbării ulterioare, care se execută la utilizare.

Laminarea profilului „armătură de mină'' de la data primei probe (3 mai 1961) și pînă în prezent s-a făcut în 12 campanii, totalizînd circa 8 250 t.

Datorită temperaturii relativ ridicate a barelor la sfîrșitul laminării, cilindrii s-au comportat bine, reușindu-se să se lamineze circa 500 t pe un calibru finisor. La caja degrosisoare nu s-a observat o uzură prematură a calibrului de spintecare, reușindu-se să se lamineze pînă la restrunjire circa 5 500 t.

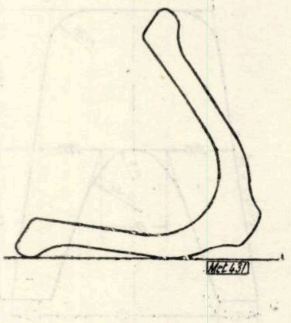


Fig. 9

Faptul că profilul a fost laminat fără dificultăți, ieșind drept din calibre și avînd o bună stabilitate, confirmă justețea metodei de calibrare și a soluțiilor adoptate în tehnologie.

CZ 621.771.2: 621.791.92

Încărcarea automată cu sudură sub flux a cilindrilor de laminor cu sîrmă înalt aliată*

Ing. OSCAR KLÖCKL

Una dintre căile de prelungire a duratei de exploatare a cilindrilor de laminor este încărcarea acestora cu sudură, de preferință pe instalații automate sub flux.

Dintre numeroasele calități de sîrmă recomandate pentru încărcarea cu sudură, la Combinatul siderurgic Hunedoara s-au folosit pentru stratul tampon sîrma S1A și S1M, iar pentru stratul de sudură, sîrma 50VC11 și în cea mai mare parte 41MoC11.

În cursul anului 1962 s-a trecut la folosirea sîrmelor înalt aliate. Inițial, pentru probă s-a încercat sudarea a două calibre, apoi s-a trecut la încărcarea integrală a cilindrilor.

Astfel s-a cercetat comportarea în timpul laminării a calibrelor încărcate cu sîrmă slab aliată și înalt aliată, precum și influența fluxului asupra calității sudurii și trecerea în zgură a elementelor de aliere, folosind diferite fluxuri.

Cilindrul (nr. 54), turnat în uzină din oțel aliat care după repetate restrunjiri de la diametrul nominal de 900 la 844 mm și după eliminarea fisurilor circulare din calibre a avut un diametru de numai 525 mm, s-a încărcat cu sudură după preîncălzire la temperatura de 350–450°C.

Diferențele de diametru provenite de scoaterea fisurilor circulare s-au egalizat cu sîrmă S1M, după care calibrele 1 și 2 s-au încărcat cu sîrmă 41MoC11. Calibrul 3 s-a încărcat cu sîrmă SV10Cr17Ti (produsă experimental pentru aceste scopuri de Industria sîrmei — Cîmpia Turzii, și flux acid UM90. Calibrul 4 s-a încărcat cu sîrmă S12MoCr17 și flux neutru topit, ambele produse experimental la Industria sîrmei — Cîmpia Turzii, pentru încărcarea cilindrilor.

Sîrmele înalt aliate s-au comportat bine la sudură, iar zgura rezultată s-a desprins ușor în timpul rotirii cilindrului. De remarcat este comportarea superioară a fluxului topit la care s-a obținut o suprafață de sudură foarte bună, rămînînd fără nici o urmă de zgură, ceea ce nu se poate spune despre sudurile cu sîrmă înalt aliată, la care s-a folosit flux acid topit UM90. În figura 1 se dă schema cilindrului degrosisor de oțel turnat de la laminorul de diametru 800 mm și grosimile straturilor de sudură.

Cu cilindrul nr. 54 înaintea încărcării s-au laminat 46 590 t oțel carbon și aliat în semiproduse. După încărcare s-au laminat încă 12 084 t.

Pentru cercetarea structurii interne a sudurii, din cilindrul nr. 54 au fost tăiate trei discuri pentru probe pe întreaga secțiune a cilindrului, la calibrele 2, 3 și 4 (fig. 2 și 3), și s-au determinat: variația durității pe adîncime, conținutul elementelor de aliere și grosimea zonei de carburare din acest cilindru. În aceste figuri se disting foarte bine cele două straturi de sudură, cu sîrmă moale (stratul tampon) și cu sîrmă aliată (stratul de uzură).

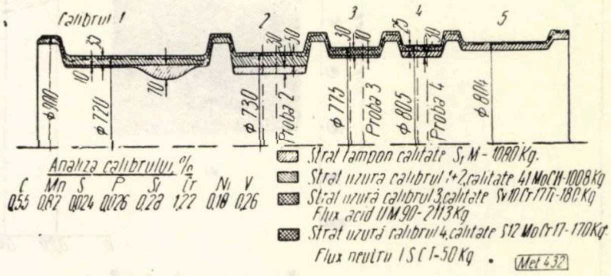


Fig. 1

La calibrul 2 (fig. 2*a*), încărcat cu sîrmă slab aliată 41MoC11, înaintea laminării s-a obținut o duritate de 240HB, cu toate că circa 40% din conținutul de crom a trecut în zgură în timpul sudării, iar conținutul de carbon a fost de numai 0,16%. Duritatea scade cu micșorarea conținutului de carbon pe adîncime, indiferent de conținutul de crom și atinge în stratul tampon un minim de 145 HB. În zona de contact cu cilindrul (materialul de bază), creșterea durității este proporțională cu creșterea conținutului de carbon. Reziliența determinată în punctele *1*, *2*, *3* și *4* (fig. 2 *a*) a fost longitudinal 7,7; 0,75; 1,26 și 1,25 kgm/cm^2; iar transversal 7,2; 0,62; 0,87 și 1,0 kgm/cm^2. De remarcat sînt valorile rezilienței extrem de mici în zona de trecere la materialul de bază. Cu toate că s-a lucrat la temperaturi de peste 350°C, în timpul sudării cu sîrmă moale manganoasă S1M nu s-a putut evita în această zonă saltul brusc de duritate.

La calibrul nr. 3 încărcat cu sîrmă înalt aliată SV10Cr17Ti (fig. 2*b*), în stratul de uzură, înaintea laminării, s-a obținut o duritate destul de variată, între 361 și 246HB, în medie 300HB.

Duritatea a scăzut proporțional cu micșorarea conținutului de crom pe adîncimea stratului încărcat. În zona de trecere de la stratul

---

* La aplicarea în practică a participat *Cornel Pleșa*.

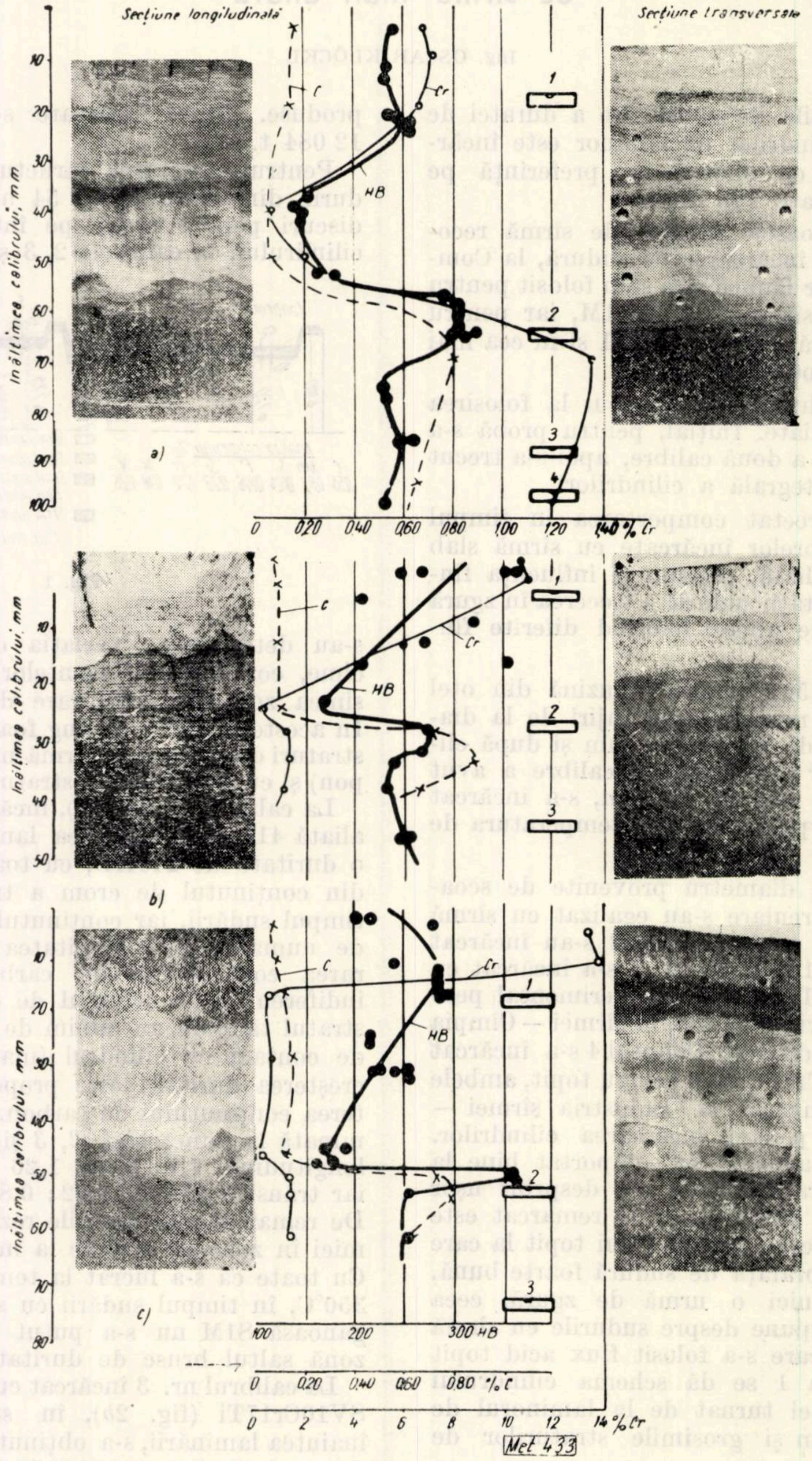

Secțiune longitudinală
Secțiune transversală
Inălțimea calibrului, mm
10
20
30
40
50
60
70
80
90
100
C
Cr
HB
1
2
3
4
a)
0
0,20
0,40
0,60
0,80
1,00
1,20
1,40 % Cr
b)
c)
100
200
300 HB
0,20
0,40
0,60
0,80 % C
2
4
6
8
10
12
14 % Cr
Met 433

Fig. 2

tampon la stratul de bază, de asemenea se observă o creştere a durităţii concomitent cu creşterea conţinutului de carbon, dar numai pînă la maximum 245HB în această zonă.

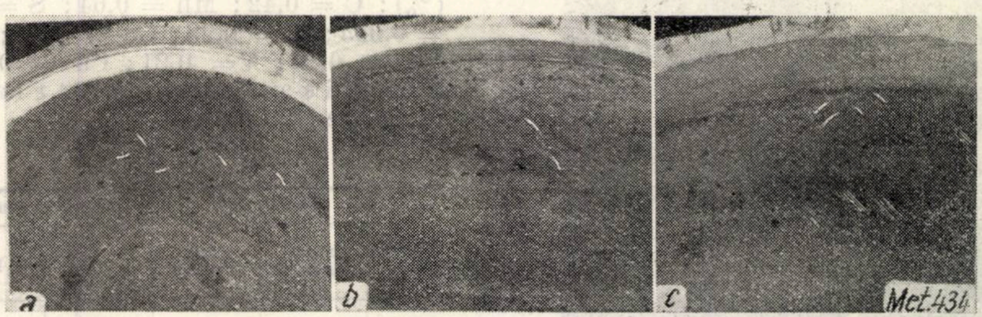


Fig. 3

În zona de trecere de la stratul de bază, rezilienţa este, de asemenea, foarte mică. Rezilienţa determinată în punctele *1*, *2*, *3* (fig. *2b*) a fost : longitudinal 12,0 şi 1,3 kgm/cm^2 ; iar transversal în punctele *1*, *2* şi *3* a fost 9,6 ; 0,62 şi 1,1 kgm/cm^2. Şi la acest calibru este de remarcat saltul brusc de duritate în zona de trecere către materialul de bază. Trecerea cromului în zgură a fost de circa 35%. Trecerea atît de accentuată a cromului în zgură se poate atribui şi folosirii fluxului acid topit, a cărui utilizare nu este economică la sudarea cu sîrmă înalt aliată.

La calibrul nr. 4, caracteristicile obţinute sînt arătate în figura *2c*. Analiza sîrmei înalt aliate S12MoCr17 a fost (%) : C = 0,09 ; Si = 0,60 ; Mn = 0,63 ; Cr = 18,4 ; Mo = 1.

Duritatea înaintea laminării pe suprafaţă a variat între 200 şi 270HB. De remarcat este scăderea rapidă a conţinutului de crom pe adîncimea stratului, datorită şi grosimii reduse a acestui strat. Se constată o creştere accentuată a durităţii în zona de trecere la stratul de bază.

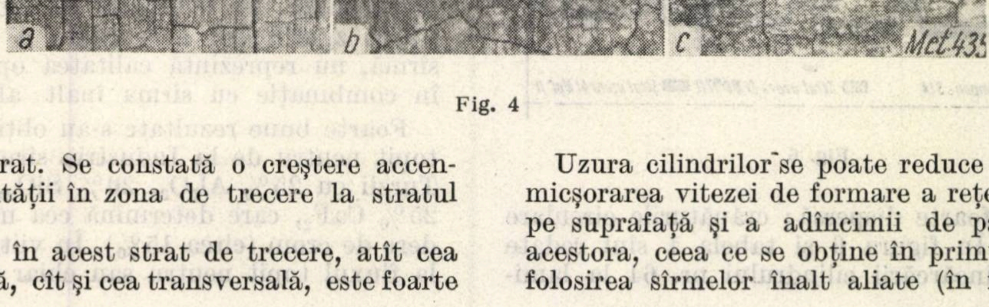


Fig. 4

Rezilienţa în acest strat de trecere, atît cea longitudinală, cît şi cea transversală, este foarte scăzută. În punctele *1*, *2* şi *3*, în figura *2c*, rezilienţa a fost : longitudinal 6,5 ; 0,5 şi 0,87 ; iar transversal 7,0 ; 0,87 şi 0,62 kgm/cm^2.

Rezilienţa de numai 1—2 kgm/cm^2 s-a găsit şi la cilindrii turnaţi, cercetaţi cu ocazia introducerii fabricaţiei cilindrilor turnaţi la Combinatul siderurgic Hunedoara pentru linii grele de laminoare.

Caracteristicile fizice (duritate, rezilienţă) au fost analizate numai la un singur cilindru. Se poate presupune că aceeaşi situaţie este şi la ceilalţi cilindri încărcaţi pînă în prezent. Această zonă cu duritate ridicată şi trecere bruscă, fiind repartizată circular, simetric pe întreaga secţiune a cilindrului, nu diminuează durabilitatea lui.

Aspectul exterior al suprafeţei de uzură diferă la calibrele încărcate cu sîrmă slab aliată (41MoC11) şi calibrele încărcate cu sîrmă înalt aliată. Crăpăturile de îmbătrînire (arsurile), apărute pe suprafaţă ca o plasă, sînt de dimensiuni mult mai reduse la sîrma înalt aliată (fig. 4 : *a* — sîrmă 41MoC11 ; *b* — sîrmă SV10Cr17Ti ; *c* — sîrmă S12MoCr17).

Uzura cilindrilor se poate reduce numai prin micşorarea vitezei de formare a reţelei de fisuri pe suprafaţă şi a adîncimii de pătrundere a acestora, ceea ce se obţine în primul rînd prin folosirea sîrmelor înalt aliate (în fig. *3a*, *b*, *c* se arată porțiuni de cilindru în secțiune transversală la calibrele 2, 3 și 4).

La cercetarea naturii acestor fisuri pe adîncime nu s-au constatat incluziuni nemetalice la baza lor. Toate fisurile au fost goale și sînt rezultatul solicitării mecanice alternante, accentuate de tensiuni termice provocate de apa de răcire.

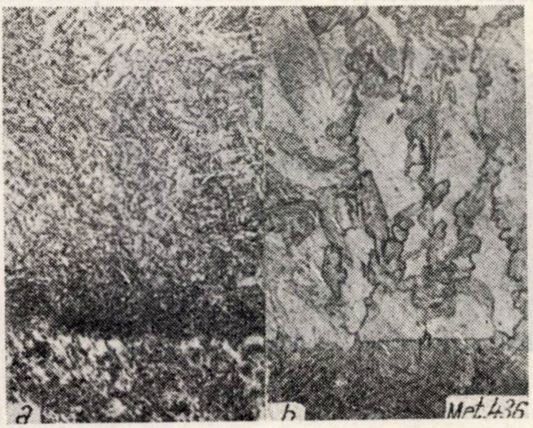


Fig. 5

În figura 5*a* se arată microstructura zonei de trecere la calibrul 3, la 10 mm de la margine, iar în figura 5*b*, microstructura zonei de trecere de la un strat la altul, la 20 mm de la suprafață (× 100, atac cu picrat).

Privitor la comportarea sîrmelor de sudură folosite în anii 1960–1962 s-au constatat următoarele :

— sîrma 50VC11 a prezentat tendința de apariție a crăpăturilor pe suprafața cordonului sudat, la scăderea temperaturii cilindrului sub 350°C în timpul sudării ;

— sîrma arc 1 și arc 3, chiar cu ridicarea temperaturii cilindrului în timpul sudării la 500°C, a dus la apariția crăpăturilor interne care s-au ivit numai după strunjire ;

— sîrma 41MoC11 duce la obținerea unei suprafețe foarte bună după sudare și strunjire, dar suprafața cilindrilor are o tendință mai accentuată la formarea unei rețele de arsuri, decît în cazul folosirii sîrmei 50VC11 ;

— sîrmele înalt aliate au fost superioare primelor, uzura fiind mult mai mică, rețeaua de arsuri foarte dispersă ; crăpăturile circulare au lipsit. În figura 6 și tabela 1 sînt redate schemele încărcării cilindrului nr. 64 la laminorul de 800 mm cu sîrmă înalt aliată pentru toate calibrele, componența stratului de sudură la suprafață, precum și duritățile înaintea montării în cajă și după laminarea a 12 988 t. Cilindrul a fost montat în cajă în continuare fără restrunjire și a laminat 47 252 t fără o încărcare nouă. Compoziția oțelului cilindrului (%) : C = 0,42 ; Mn = 0,64 ; S = 0,028 ; P = = 0,025 ; Si = 0,28 ; Cr = 1,06 ; Ni = 0,09 ; Mo = 0,25 ; V = 0,21 ; Cu = 0,17. Înaintea încărcării s-au laminat 68 393 t laminate, după încărcare, 47 252 t.

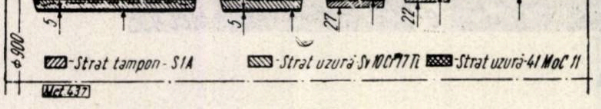


Fig. 6

Tabela 1

Calibrul	Duritate, HB		Compoziția stratului la suprafață		
	înaintea laminării	după laminare	C	Mn	Cr
1	295	256	0,08	1,90	13,16
2	317	254	0,06	2,10	13,42
3	266	254	0,06	1,88	13,79
4	292	252	0,06	2,15	12,96
5	231	214			

În continuare la încărcarea cilindrilor s-au folosit următoarele calități de sîrmă : 15MoC180 ; 18MoC180 ; SV10H11MNF. Toate calitățile folosite la sudură s-au comportat bine, uzura cilindrilor în timpul laminării față de cilindrii încărcați cu sîrmă slab aliată a fost mult mai mică ; cilindrii sînt încă în exploatare.

O sudură bună, corespunzătoare, depinde și de calitatea fluxului folosit.

Bazîndu-se pe încercările arătate în literatura de specialitate, s-a folosit pe scară industrială numai flux acid topit, și anume : flux sovietic AN348 ; flux fabricat de Industria sîrmei — Cîmpia Turzii, calitatea FSA58 și, începînd din anul 1962, flux UM90.

Încercările cu fluxuri ceramice la sîrmele înalt aliate nu au dat o suprafață optimă de sudură și, în consecință, nu au fost extinse. Încercările cu fluxuri aliate fabricate în țară, tot pe bază de fluxuri ceramice, de asemenea nu au fost extinse, avînd greutăți atît la obținerea unei suprafețe de sudură optimă, precum și la procedeul propriu-zis de sudură, din cauza conductivității ridicate a fluxului aliat. Prin sîrma de sudură s-au încălzit atît contactoarele, cît și angrenajul de antrenare a sîrmei datorită flamării între duză și cilindru.

La trecerea încărcării prin sudură cu sîrmă înalt aliată, s-a constatat că fluxul acid, din cauza zgurificării accentuate a cromului din sîrmă, nu reprezintă calitatea optimă de flux în combinație cu sîrma înalt aliată.

Foarte bune rezultate s-au obținut cu fluxul topit neutru de la Industria sîrmei — Cîmpia Turzii cu 25% Al_2O_3, 20% SiO_2, 15% MgO, 25% CaF_2, care determină cea mai mică pierdere de crom (circa 15%). În viitor se va trece la fluxul topit neutru sau chiar bazic.

Avantajul fluxului topit acid constă în posibilitatea folosirii lui în repetate rînduri, după o măcinare corespunzătoare. Încercările au arătat că folosirea repetată (de trei-patru ori) a zgurei măcinate nu influenţează defavorabil calitatea sudurilor depuse. Practic, pierderile de flux se rezumă la pierderile de manipulare şi prăfuire în timpul măcinării.

Concluzii. Instalaţia de încărcare prin sudare sub flux a cilindrilor de laminor, montată la Combinatul siderurgic Hunedoara, corespunde scopului şi pare a fi cea mai indicată în cazul cilindrilor mari pentru liniile grele.

Prin încărcarea cu sîrmă de sudură slab aliată se măreşte diametrul cilindrului şi nu rezistenţa la uzură în raport cu materialul de bază al cilindrilor.

Încărcarea cu sîrmă înalt aliată de tipul sîrmelor feritice pe bază de crom la patru cilindri a arătat că, datorită creşterii rezistenţei la uzură a stratului de la suprafaţă, cantitatea laminată între două restrunjiri a crescut la 47 524 t, adică de patru ori faţă de cilindrii încărcaţi cu sîrmă slab aliată.

Fluxul care a dat cele mai bune rezultate la încărcarea cu sîrmă înalt aliată, în ceea ce priveşte trecerea în zgură a elementelor de aliere şi aspectul sudurii, este fluxul neutru topit, fabricat de Industria sîrmei — Cîmpia Turzii, cu analiza: 25% Al_2O_3; 20% SiO_2; 15% MgO; 25% CaF_2.

Determinarea rapidă a bazicităţii zgurelor Siemens Martin prin metoda termodiferenţială

Ing. OSCAR KLÖCKL şi Chim. KUNIGUNDE PEDIMONTE

La elaborarea oţelului Siemens Martin, calitatea zgurei influenţează în mod hotărîtor reacţiile chimice şi fizice care au loc în cursul procesului tehnologic. Îndepărtarea elementelor dăunătoare (P, S etc.) din oţel depinde în mare măsură de proprietăţile fizice şi chimice ale zgurei, caracterizate prin bazicitate.

Bazicitatea exprimată prin raportul CaO/SiO_2 este suficientă, în majoritatea cazurilor, pentru caracterizarea calităţii zgurei. Pentru conducerea procesului tehnologic de elaborare a oţelului, în perioada de fierbere şi dezoxidare, este deosebit de importantă cunoaşterea rapidă şi precisă a bazicităţii zgurei, atît pentru conducerea corectă a procesului, cît şi pentru producţia economică de oţel. Literatura de specialitate conţine numeroase articole în care sînt dezbătute probleme privind metodele rapide pentru determinarea bazicităţii zgurei.

Cercetările au fost îndreptate în direcţia stabilirii relaţiilor dintre calităţile fizice sau chimice ale zgurei şi bazicitatea acestora. Metoda empirică de apreciere a bazicităţii zgurei după aspectul suprafeţei şi al spărturii unei probe de zgură solidificată într-o lingură de probă cere o experienţă îndelungată şi un spirit de observaţie dezvoltat. În cazul acestei metode eroarea de apreciere a bazicităţii este ± 0,5 [1].

Cercetarea culorii prafului provenit din zgură mărunţită a permis, într-o oarecare măsură, folosirea aparatelor de măsură. După mărunţire şi ciuruire, praful de zgură a fost întins într-un strat uniform pe o hîrtie albă. Din culoarea şi din intensitatea culorii s-a dedus bazicitatea cu ajutorul unui colorimetru. Prin această metodă, eroarea la determinarea bazicităţii zgurei a fost de ± 0,3.

Cercetarea suprafeţei polizate şi aprecierea petrografică sumară a componenţilor, ca metode uzinale, necesită multă pregătire şi sînt greoaie.

Metodele mai noi, introduse în practica mai multor uzine din străinătate, se bazează pe măsurarea acidităţii (*p*H) apei provenite de la o suspensie de zgură. Praful provenit de la o zgură fin mărunţită este introdus în apă lipsită de bioxid de carbon. După filtrarea acestei suspensii, se măsoară aciditatea filtratului. Se constată că există o relaţie strînsă între bazicitatea zgurei şi *p*H, eroarea la determinare fiind de ± 0,3 [2].

Prin măsurarea conductibilităţii electrice a suspensiei la 65°C, adică fără filtrare, bazicitatea zgurei poate fi determinată în 5–6 min cu o eroare de ±0,2 [3]. În figura 1 se arată relaţia dintre bazicitatea zgurei şi conductibilitatea electrică. Pentru aplicarea acestei metode sînt necesare, afară de un agitator mecanic şi de alte utilaje de laborator obişnuite, o punte pentru măsurarea conductibilităţii electrice şi o celulă corespunzătoare de măsurat. Nu toate uzinele au însă o astfel de aparatură electrică şi, în consecinţă, nu pot aplica această metodă.

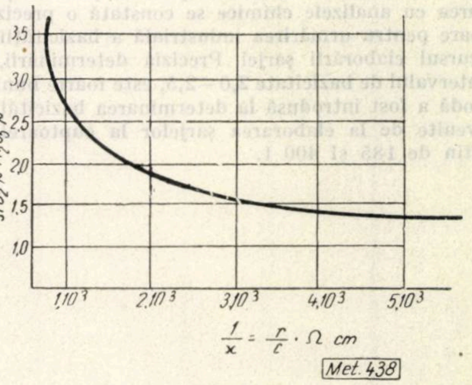


Fig. 1

O metodă mai simplă şi mai exactă pentru determinarea bazicităţii zgurei se bazează pe următorul principiu; praful de zgură este introdus în acid clorhidric diluat, ceea ce determină ridicarea temperaturii din cauza proceselor chimice care au loc în cursul dizolvării. S-a constatat că diferenţa de temperatură care se măsoară este în corelaţie cu bazicitatea zgurei [4].

În tabela 1 sînt arătate, comparativ, rezultatele obţinute în laboratorul uzinei prin metoda termodiferenţială la zgure cu bazicitate crescîndă, la care s-a determinat, în prealabil, bazicitatea pe baza analizei chimice. Figura 2 arată relaţia dintre bazicitatea zgurei şi diferenţa de temperatură, care depinde de aparatura folosită, astfel încît fiecare laborator trebuie să determine o diagramă-etalon pe baza analizelor chimice. Indicele de corelaţie dintre cele două metode de determinare a bazicităţii este $r = 0{,}978$.

Tabela 1

Numărul zgurei	Bazicitatea		Δt°C			
	analiza chimică	metoda termodiferențială				
1	0,66	0,68	3,5	3,4	3,4	3,5
2	0,93	0,85	4,3	4,2	4,3	—
3	1,0	1,05	5,3	5,2	5,3	—
4	1,5	1,58	7,0	7,0	6,9	7,0
5	1,71	1,70	7,2	7,3	7,3	7,2
6	2,0	1,95	7,8	7,9	7,9	7,9
7	2,0	1,90	7,8	7,8	7,7	—
8	2,05	2,05	8,1	8,2	—	—
9	2,07	2,07	8,2	8,2	8,2	—
10	2,10	2,15	8,5	8,4	8,4	8,3
11	2,12	1,92	7,9	7,8	—	—
12	2,12	2,10	8,1	8,2	8,3	8,3
13	2,18	2,05	8,0	8,1	8,2	8,2
14	2,2	2,12	8,3	8,4	8,2	—
15	2,25	2,25	8,7	8,6	8,5	8,7
16	2,25	2,27	8,6	8,6	8,7	—
17	2,26	2,25	8,5	8,6	8,6	—
18	2,40	2,45	9,0	8,9	8,9	9,0
19	2,50	2,50	9,1	9,1	9,1	—
20	2,50	2,45	9,0	9,0	9,0	—
21	2,50	2,45	9,1	9,0	8,7	—
22	2,60	2,60	9,2	9,2	9,3	9,3
23	2,60	2,55	9,1	9,2	9,2	—
24	2,65	2,50	9,2	9,1	9,0	9,1
25	2,70	2,70	9,5	9,4	9,5	—
26	2,90	2,95	9,9	9,8	9,9	
27	2,90	2,88	9,7	9,6	9,6	—
28	2,95	3,05	10,0	10,0	10,0	—
29	3,10	2,93	9,8	9,8	9,7	—
30	3,20	3,25	10,3	10,2	10,2	—

Din determinările executate pînă în prezent și din compararea cu analizele chimice se constată o precizie satisfăcătoare pentru urmărirea industrială a bazicității zgurei pe parcursul elaborării șarjei. Precizia determinării, îndeosebi în intervalul de bazicitate 2,0—2,5, este foarte bună. Această metodă a fost introdusă la determinarea bazicității zgurelor provenite de la elaborarea șarjelor la cuptoarele Siemens Martin de 185 și 400 t.

Metoda de lucru. Se cîntărește un gram de zgură care, în prealabil, a fost spartă, mojarată și trecută prin sita de 2 500 ochiuri. Se pregătește un pahar din material plastic de 200 cm³, sub un agitator mecanic, și se toarnă 50 cm³ acid clorhidric 1 : 1. Se pornește agitatorul mecanic, iar temperatura acidului se măsoară cu un termometru gradat în zecimi de grad. După stabilirea temperaturii, proba de zgură se varsă împrăștiat în pahar, avînd grijă să nu se aglomereze. Aceasta se observă cînd se scoate paharul de sub agitator, paharul fiind transparent.

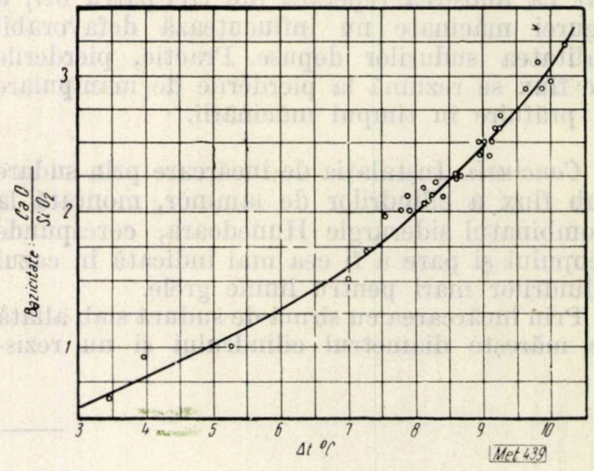


Fig. 2

Ridicarea temperaturii se citește după 1'30". Δ *t*°C obținut se trece pe diagrama-etalon, obținînd, pe abscisă, bazicitatea corespunzătoare a zgurei.

[1] *Trubin, Oiks.* Metalurgia oțelului. Moscova, 1951. [2] *Schermer, K.* Determinarea bazicității zgurelor Siemens Martin. În: Radex Rundschau, 7—8, 1954. [3] *Pöcze, Farkas.* Determinarea rapidă a bazicității zgurelor Siemens Martin. În : Kohaszati lapok, nr. 6, 1956. [4] *Sajo, I.* Determinarea rapidă a bazicității zgurelor Siemens Martin. În : Kohaszati lapok, nr. 7, 1957.

EXTRASE

Folosirea oxigenului la elaborarea oțelului în cuptoarele electrice

Folosirea oxigenului la elaborarea oțelului în cuptoarele electrice capătă o răspîndire din ce în ce mai mare. În U.R.S.S., primele experiențe în acest sens au fost efectuate începînd cu anul 1946; astăzi, peste 30% din totalul producției de oțel electric se elaborează folosind oxigenul.

Avantajele principale ale folosirii oxigenului la elaborarea oțelului în cuptoare electrice sînt : creșterea însemnată a productivității cuptoarelor electrice cu arc, posibilitatea folosirii în măsură mai mare a deșeurilor aliate din încărcătură, în special a deșeurilor de oțeluri inoxidabile, precum și reducerea consumului specific de energie electrică și îmbunătățirea calității oțelului.

Inițial, oxigenul se introducea în baia metalică a cuptoarelor electrice cu ajutorul țevilor cu diametrul de 1—3", instalate în vizoarele ușilor de încărcare. Presiunea oxigenului este de 8—10 at, iar în unele oțelării ajunge pînă la 20—25 at.

În condițiile actuale se introduce oxigenul în baia metalică cu ajutorul lăncilor răcite care sînt instalate în bolțile cuptoarelor. Consumul de oxigen în acest caz este 15—25 m³/t oțel; acesta depinde de durata de suflare, de calitatea oțelului elaborat și de tehnologia aplicată. La elaborarea oțelurilor de construcții pentru scule consumul de oxigen este de 3 m³/t oțel.

Practica de folosire a oxigenului pentru intensificarea procesului în cuptoarele electrice a demonstrat o serie de avantaje tehnico-economice importante.

Productivitatea cuptoarelor electrice crește cu 15—25%, consumul de energie electrică scade cu 20—30%. De asemenea, calitatea oțelului se îmbunătățește, consumul de electrozi și adaosurile scumpe de aliere scad.

Deosebit de efectivă este metoda de folosire a oxigenului la cuptoarele electrice, în cazul elaborării oțelurilor inoxidabile, de calitate superioară cu un conținut de carbon mic. Folosirea oxigenului în cuptoarele electrice permite elaborarea oțelurilor cu o încărcătură de 100 % compusă din deșeuri cu un conținut ridicat de crom și de crom-nichel. În cazul elaborării oțelului inoxidabil în cuptoarele electrice, oxigenul, în afara rolului de intensificator, are și un rol tehnologic bine determinat în ceea ce privește ușurarea procesului în urma carburării intensive în timpul topirii încărcăturii.

Încărcarea unei cantăți mărite de var în timpul topirii și adaosul de oxigen în perioada de oxidare a șarjei în locul minereului de fier au permis reducerea conținutului de fosfor în oțel de circa 2,5—3,0 ori.

Din literatura sovietică de specialitate se cunoaște o reducere a duratei de șarjă pînă la 3—4 ore, iar prețul de cost al oțelului a scăzut cu 300 ruble vechi pe tona de oțel, în cazul folosirii oxigenului în cuptoarele electrice. Această scădere bruscă a prețului de cost al oțelului electric în urma folosirii oxigenului se explică prin aceea că se creează posibilitatea de folosire a unei cantități mari de deșeuri aliate și se micșorează pierderile de crom de la 25 % la numai 10—12 %. De asemenea, consumul de energie electrică scade pînă la 450 kWh, iar consumul de electrozi pînă la 3 kg/t oțel, față de 800 kWh în medie și respectiv 8—9 kg electrozi pe tona de oțel.

Din experiența unei oțelării din U.R.S.S., se cunoaște că la elaborarea oțelurilor crom-nichel cu folosirea oxigenului, scoaterea de metal bun crește de la 85,8 la 90,5 %, consumul de crom scade de la 9,3 la 5,0 kg/t, iar a nichelului de la 22,1 la 13,9 kg/t.

Din experiența unei uzine engleze, unde în încărcătura metalică a șarjei cuptorului electric de 100 t se folosesc 50 % fontă lichidă desiliciată cu oxigen și 50 % fier vechi, se cunoaște o micșorare a consumului de energie electrică cu peste 60 %. Productivitatea cuptorului în acest caz este de 40 t/h față de 24 t/h în cazul unei încărcături normale numai cu fier vechi.

Folosirea oxigenului la elaborarea oțelului a permis mărirea capacității cuptoarelor electrice. În ultimii ani, în S.U.A. și Belgia au fost date în exploatare un număr de cuptoare electrice cu o capacitate de 135, 150, 180 și 200 t. În S.U.A. se construiesc două cuptoare electrice cu arc cu o capacitate de 250 t fiecare.

În astfel de cuptoare electrice de mare capacitate devine rentabilă elaborarea nu numai a oțelurilor aliate, dar și a oțelurilor obișnuite. Conform calculelor efectuate reiese că prețul de cost al oțelurilor obișnuite elaborate în astfel de cuptoare electrice de mare capacitate cu oxigen este mai mic decît în cazul elaborării acestora în cuptoarele Martin.

Perspectiva de ridicare a productivității cuptoarelor electrice cu oxigen devine și mai mare odată cu folosirea curentă a fontei lichide în încărcătura metalică, în proporție de 50 %. Aceasta conduce la o creștere a productivității cuptoarelor electrice cu circa 10 %.

De remarcat este faptul că în toate cazurile de folosire a oxigenului în elaborarea oțelului în cuptoarele electrice, nu s-a observat o înrăutățire a calității oțelului elaborat. Calitatea oțelului rămîne aceeași ca și în cuptoare electrice fără oxigen.

Folosirea oxigenului în convertizoare bazice moderne. În ultimii zece ani s-a dezvoltat un nou procedeu de elaborare a oțelului în convertizoare cu insuflarea oxigenului tehnic pur pe sus.

Prima încercare de elaborare a oțelului într-un convertizor bazic de 2 t cu insuflarea oxigenului pur pe sus a fost efectuată la uzinele ,,Roll'' din Gerlofingen (Elveția) în 1948, din inițiativa prof. R. Dürrer. Această experiență a fost continuată în oțelăriile din Linz și Donavitz (Austria). În luna iunie 1949 la uzinele din Linz s-a elaborat prima șarjă de oțel prin acest procedeu nou. În anii 1952—1953, la Linz și Donavitz au intrat în funcțiune primele două oțelării de acest gen.

Acest procedeu modern de elaborare a oțelului a primit denumirea de L. D. (inițialele localităților Linz și Donavitz).

Procedeul L. D. este efectuat într-un convertizor cu căptușeală bazică. Încărcătura metalică se compune din 60—80 % fontă lichidă de afinare, identică cu cea folosită la cuptorul Siemens Martin și 20—40 % încărcătură solidă, respectiv fier vechi și fontă solidă.

Pentru afinarea fontei se folosește oxigen tehnic pur cu puritatea minimă de 99,2 %O_2. Oxigenul este suflat printr-o lance răcită cu apă, avînd la capăt o duză de cupru, amplasată în axa convertizorului, perpendicular pe suprafața băii metalice. Lancea este amplasată la o distanță de 30—180 mm de suprafața băii metalice. Presiunea oxigenului folosit variază între 6—15 at.

Desfășurarea reacțiilor chimice în procedeul L. D. este extrem de violentă. Jetul de oxigen pătrunde prin stratul de zgură cu scopul de a presa asupra băii metalice cu o anumită forță. În acest loc se produce o reacție violentă între oxigen și fontă, formînd oxidul feros care reacționează imediat cu impuritățile, ceea ce conduce la crearea unui centru de reacție, unde temperatura ajunge pînă la 2 500—2 600°C.

Diferențele de temperatură (dintre punctul de aprindere și restul băii metalice), pe de o parte, și de greutate specifică, cauzate de acest centru de reacție, pe de altă parte, produc un gradient de temperatură și provoacă o mișcare violentă a băii metalice. Dezvoltarea violentă a monooxidului de carbon, care continuă pînă la sfîrșitul procesului, menține mișcarea circulatorie a metalului. Sub influența temperaturii înalte se formează o zgură extrem de reactivă cu varul sau cu alți fondanți care se adaugă. Durata totală a unei șarje de 45 t de la o încărcare la o descărcare este de 45—50 min. La cel mai mare convertizor L.D., în funcțiune, de 90 t capacitate (S.U.A.), durata unei șarje de 110 t este de 65 min. Folosirea oxigenului tehnic pur în elaborarea oțelului prin procedeul L.D. nu schimbă cu nimic principalele reacții chimice și de echilibru, caracteristicile procedeelor de elaborare a oțelului în stare lichidă. Deosebirea față de alte procedee constă doar în faptul că barbotajul puternic al zgurei și metalului la procedeul L.D. înlesnește transmiterea de oxigen, în urma cărui fapt viteza de reacție este mult accelerată.

Consumul de oxigen variază între 52—65 m^2/t oțel. Consumul de oxigen depinde de compoziția chimică a fontei de afinare. Consumul de kilocalorii este de 150 000 pe tona de oțel L. D. (în această cifră intră și consumul de căldură necesar pentru producerea oxigenului). Gazele arse care provin de la elaborarea unei tone de oțel L.D. conțin 230 000 kcal. Prin urmare circa 80 000 kcal/t oțel L. D. devin disponibile și pot fi folosite pentru producerea energiei sau în alte scopuri tehnologice.

În ceea ce privește calitatea oțelului L.D., din literatura de specialitate reiese că prin acest procedeu se poate elabora întreaga gamă de oțeluri necalmate și calmate, obișnuite sau aliate, care s-au elaborat pînă în prezent în cuptoarele Martin. În plus, în unele oțelării, ca de pildă la oțelăria L.D. din Witten (R.F.G.) se elaborează oțeluri speciale și nobile, care anterior se elaborau în cuptoarele electrice. În mod cu totul deosebit se pretează oțelul L.D. la fabricarea oțelului pentru tablă de toate calitățile.

Oțelul L.D., produs cu un oxigen tehnic pur cu o puritate de 99,7 % O_2 conține 0,001—0,0025 % azot. Sulful și fosforul în oțelul L.D. sînt într-un procent mai mic decît oțelurile Siemens Martin, de pildă, ceea ce face ca el să aibă proprietăți mecanice superioare. Conținutul de oxigen și hidrogen în oțelul L.D. este egal sau mai mic decît la oțelul Siemens Martin.

Așa se explică că oțelul L.D. concurează cu siguranță oțelul Siemens Martin, iar în unele cazuri și oțelul electric.

Acest procedeu modern de fabricare a oțelului cu insuflarea oxigenului tehnic pur de sus este mult mai rentabil decît celelalte procedee cunoscute. Aceasta se explică prin următoarele considerente :

1. Productivitatea la procedeul L.D. este ridicată pînă la 110 t/h la convertizoarele de 90 t, față de 60 t/h în medie la cele mai bune cuptoare Siemens Martin cunoscute.

Raportînd productivitatea agregatelor L.D. și respectiv Siemens Martin la tona capacitate, atunci în primul caz vom avea 8 000—10 000 t/an, față de 1 000 t/an în cazul cuptorului Martin. Prin urmare raportul este aproximativ de 1 : 10 (convertizor de 100 t și cuptor Martin 800—900 t).

2. Consumul de refractare la cuptorul Martin este de 16—20 kg cărămizi și 25—40 kg dolomită pe tona de oțel, față de 5—12 kg dolomită sau cărămizi de magnezită pe tona de oțel, în cazul convertizorului L.D.

3. Investițiile sînt mai reduse. Conform calculelor GHIPROMEZ (U.R.S.S.), în cazul secțiilor L.D. cu covertizoare

de 75—100 t capacitate, investițiile scad la 62% în medie, fără a se ține seamă de investițiile auxiliare pentru producerea oțelului, și la 88%, ținîndu-se seamă și de investițiile auxiliare, față de investițiile necesare pentru construcția unei oțelării Martin cu cuptoare de 500 t. Tot din calculul Ghipromez rezultă că prețul de cost al oțelului L.D. este de 3—5% mai scăzut decît prețul de cost al oțelului Martin.

În prezent se cunosc mai multe variante de producere a oțelului în convertizoare bazice cu insuflarea oxigenului de sus. Cele mai răspîndite sînt procesele Pompey, LD—AC și OPL. Sistemul de insuflare a oxigenului tehnic pur pe sus este identic ca la procedeul L.D. clasic.

Procesul Pompey a apărut în anul 1956 în Franța și este aplicat la prelucrarea fontelor fosforoase cu procente de P de 1,85—2%. Varul pentru formarea zgurei are dimensiuni pînă la 40 mm. Scoaterea de metal lichid prin metoda Pompey este de 91,3%, consumul de oxigen este de 60 m^3/t, iar al celui de var este 110 kg/t oțel. În schimb durata de elaborare la procesul Pompey este de 1,5 ori mai mare față de procedeul L.D. cu fonte cu conținut mic de fosfor.

Calitatea oțelului Pompey nu este mai inferioară decît a oțelului Siemens Martin. Prin această metodă se poate elabora oțel din fonte cu un conținut de fosfor și siliciu practic nelimitat. Cu ajutorul acestei metode se pot elabora oțeluri carbon și oțeluri ușor aliate.

Procesul LD—AC. Acest proces, de asemenea, este predestinat prelucrării fontelor fosforoase cu conținut pînă la 2% P. În acest caz în baia metalică se suflă un amestec de oxigen cu praf de var. Acest procedeu a fost studiat de siderurgiștii societății ARBED (Luxemburg) în colaborare cu centrul național belgian CNRN. De aici și inițialele AC. Consumul de oxigen la această metodă este de 60 m^3/t oțel. Scoaterea de metal lichid este de 90%. Proprietățile mecanice ale oțelului LD—AC nu sînt cu nimic inferioare oțelurilor elaborate prin celelalte metode în insuflarea oxigenului tehnic pur de sus.

Procesul OLP (omogen-lance-pură), de asemenea, este folosit la afinarea fontelor fosforoase. Și în acest caz pudra de var este folosită în suspensie într-un jet de oxigen tehnic pur.

Pînă acum un an de zile, în producția mondială existau în funcțiune 21 oțelării L.D. cu o capacitate de producție de circa 12 milioane tone oțel.

Sînt în curs de producție în întreaga lume 35 oțelării L.D. cu o capacitate de producție de 23 milioane tone oțel anual. Majoritatea vor intra în funcțiune în anul acesta.

Cele mai mari convertizoare în construcție sînt acelea cu o capacitate de 250 t.

În U.R.S.S. există în studiu un proiect al unei oțelării de tipul L.D. cu o capacitate a convertizorului de 1 000 t.

Folosirea oxigenului la procedeul Kaldo. Procedeul Kaldo de elaborare a oțelului a fost inventat de profesorul Kalling (Kal) și a fost introdus la uzina Domnarvet (DO) din Suedia. Primele încercări au fost efectuate în anul 1948. În anul 1956 a fost pus în funcțiune primul convertizator Kaldo cu o capacitate de 30 t la uzina din Domnarvet.

Convertizorul Kaldo este un convertizor simetric, axa de rotație cu orizontala formează un unghi de 15—20°. În convertizorul Kaldo oxigenul la presiunea de 8 at se introduce prin gura acestuia. Concomitent cu introducerea oxigenului are loc amestecarea băii metalice în urma rotației convertizorului în jurul axei sale cu circa 30 rot/min. În procesul Kaldo are loc o transformare completă a oxidului de carbon în bioxid de carbon. Se poate utiliza în încărcătură circa 40% fier vechi. Procesul se reglează ușor prin varierea vitezei de rotație a convertizorului, cît și a direcției jetului de oxigen pe suprafața băii metalice. Procesul este adaptabil la prelucrarea fontelor fosforoase. Defosforarea și desulfurarea au loc mai intensiv decît în cazul procedeului L.D. Procentul de fosfor în oțelul final este de 0,025%, iar procentul de sulf este de 0,010—0,015% (la un conținut de P de 2% și S de 0,06% în fonta lichidă). Conținutul de azot în oțel este 0,002—0,003% la o puritate a oxigenului de 97%. Conținutul de oxigen în oțelul gata este mai mic decît la L.D. Consumul de oxigen pe tona de oțel este de 64 m^3. Pierderile de fier în procedeul Kaldo sînt mai mici decît la procedeul L.D. Scoaterea de metal lichid este de 92%. În schimb, instalația Kaldo este mai costisitoare și mai anevoios de exploatat. Durabilitatea convertizorului Kaldo este de 50—85 șarje, consumul de refractare este de 18 kg/t oțel. Durata de elaborare a unei șarje de 100 t este de două ore.

Folosirea oxigenului la procedeul Rotor. La uzina din Oberhausen (R.F.G.), în anul 1952 a apărut un nou procedeu de elaborare a oțelului cu folosirea oxigenului, denumit Rotor. Procesul are loc într-un cuptor rotativ de formă cilindrică cu diametrul interior de 2,7 m și lungimea de 14,6 m. Cuptorul se rotește cu 0,5—2 rot/min. Oxigenul se introduce cu ajutorul a două țevi : o țeavă introduce oxigenul tehnic pur (puritate 99%) direct în baia metalică la o adîncime de 400 mm ; cu ajutorul celei de a doua țevi se introduce oxigen tehnologic cu puritate de 70% O_2 deasupra băii metalice pentru arderea completă a monooxidului de carbon, care se degajă din baia metalică. În aceste cuptoare Rotor se pot prelucra atît fontele Martin obișnuite, cît și fontele fosforoase. Durata de elaborare a unei șarje de 60 t este de două ore.

Condițiile de desulfurare și defosforare sînt mai bune decît în cazul procedeului Martin. Conținutul mediu de sulf în oțelul final este de 0,012%, chiar și în cazul prelucrării fontelor cu un procent de sulf ridicat. Conținutul de azot este în medie de 0,004% la o puritate a oxigenului pentru insuflarea în baia metalică de 95%. Pierderile de fier prin ardere sînt relativ mici.

Consumul de oxigen este de 70 m^3/t oțel, din care 1/3 se consumă pentru arderea completă a monooxidului de carbon. Consumul de refractare pe tona de oțel este de 50 kg, ceea ce depășește și consumul de la cuptoarele Martin. Prețul de cost al oțelului Rotor este mai mic decît cel al oțelului Martin și egal cu cel al oțelului Thomas.

Se poate elabora prin acest procedeu întrega gamă de oțeluri calmate și necalmate obișnuite.

Cu toate că la ora actuală sînt instalații Rotor doar la Oberhausen și în Uniunea Sud-Africană, el rămîne totuși un procedeu de viitor, întrucît îmbină elasticitatea la elaborare a cuptorului Martin cu productivitatea înaltă a convertizoarelor.

[1] *Folosirea oxigenului în metalurgie.* Culegere de articole. Moscova, Metallurghizdat, 1957. [2] Filipoov, ș.a. *Elaborarea oțelului în convertizor.* Moscova, Metallurghizdat, 1959. [3] Leskov, B. A. *Oxigenul în siderurgie.* Moscova, Gosplanizdat, 1959. [4] Mihailov, A. O. *Folosirea oxigenului în elaborarea oțelului în cuptoare electrice.* Bucuresti, Editura tehnică, 1957. [5] Kurzinski, E. F. *Procedee de elaborare a otelului cu oxigen.* În : Iron and steel enginner, nr. 2, 1960. [6] Wilder, B. A. *Stadiul actual al elaborării oțelului bazic cu oxigen.* În : Journal of metals nr. 7, 1960. [7] *** *Folosirea oxigenului la producerea oțelului.* În : Buletin documentar IPROMET, nr. 3, 1958. [8] Plökinger, E. și Walster, M. *Metalurgia procedeului de elaborare a oțelului prin suflare de sus cu oxigen.* În : Stahl und Eisen, nr. 7, 1960. [9] Afanasev, G. S. ș.a. *Elaborarea oțelului în convertizor cu suflarea de sus a oxigenului.* În : Stal, nr. 8, 1957. [10] Mertimov, I. A. *Convertizor sau cuptor Martin.* În : Stal, nr. 3, 1961.

Ing. **Kraft Natan**

Influența stibiului asupra structurii și proprietăților fontei cenușii. I. A. Vașukov și colab. În : Liteinoe proizvodstvo, nr. 1, 1963, p. 19—22.

În ultimul timp au fost publicate mai multe lucrări cu recomandări insistente de a înlocui aliajul de antifricțiune (babitul) și bronzul, prin fontă modificată cu stibiu. S-a folosit fonta cu un conținut de 3—3,3%C ; 1,7—2,0% Si ; 0,5—0,8% Mn și pînă la 0,12% S și P. Topirile experimentale ale fontei cu stibiu s-au făcut într-un cuptor de înaltă frecvență, de tip LPZ — 30 cu căptușeală acidă, prin retopirea fontei de cubilou Fc 21—40 și introducerea Sb—3 cu o granulație de 3—8 mm, direct în oală, sub jetul de metal lichid. Fonta s-a supraîncălzit în cuptor pînă la 1 420—1 450°C, s-a modificat la 1 400—1 420°C și s-a turnat la 1 350°C. Pentru verificarea influenței stibiului asupra proprietăților mecanice, s-au turnat epruvete cu un diametru de 50, 70, 90 și 110 mm.

S-a constatat că adaosurile de stibiu modifică proprietățile mecanice ale fontei cenușii (fig. 1). După cum se vede, aceste modificări sînt mai însemnate în cazul introducerii unei cantități de stibiu pînă la 0,3%, după care efectul acțiunii scade. La adaosurile de stibiu în cantități cuprinse între 0,3—0,65 %, σ_b şi f ale fontei se micşorează cu 40—50 %, iar densitatea creşte accentuat.

În figura 2 se arată influenţa conţinutului de stibiu asupra conţinutului de carbon legat în fontă. După cum se vede, o dată cu sporirea adaosurilor de stibiu, în fontă creşte cantitatea carbonului legat. Alura curbelor din figurile 1 şi 2 este asemănătoare, fiindcă procesul de formare a carburilor este acela care determină nivelul proprietăţilor mecanice.

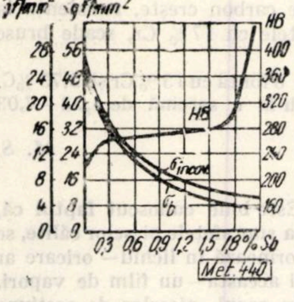


Fig. 1

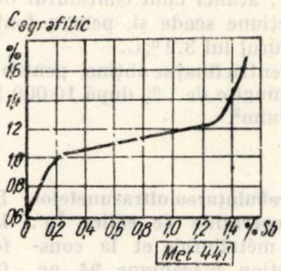


Fig. 2

Introducerea stibiului în fontă, în cantităţi pînă la 0,2 %, nu are influenţă asupra numărului şi caracterului separărilor de grafit; grafitul îşi păstrează forma lamelară, iar în cazul sporirii ulterioare a adaosului de Sb apar incluziuni compacte izolate: cu toate acestea, chiar şi la introducerea stibiului în cantitate de 1,5 %, obţinerea unui grafit obsolut compact nu este asigurată. Ipoteza că îmbunătăţirea proprietăţilor de antifricţiune la introducerea stibiului este legată de creşterea durităţii eutecticului fosforos nu a fost confirmată. La mărirea conţinutului de stibiu pînă la 1,8 %, microduritatea amestecului eutecticului fosforos rămîne practic neschimbată. Aceasta se explică, probabil, prin faptul că stibiul nu formează carburi, pe cînd în fierul alfa solubilitatea lui la temperatura camerei atinge 4 %. De aceea este şi natural ca stibiul, nemodificînd duritatea carburilor, modifică numai duritatea feritei de la HB 187 cu conţinut de 0,03 % stibiu pînă la HB 264 cu conţinut de 0,8 % Sb.

Tratamentul termic al fontei cu diferite adaosuri de stibiu a arătat că acesta nu accelerează procesul de grafitizare şi nu contribuie la separarea grafitului compact. De aceea, tratamentul termic nu modifică în esenţă proprietăţile mecanice ale fontei cu stibiu, fapt care coincide cu datele experimentale.

Introducerea stibiului în fontă în cantităţi ce depăşesc 0,05 %, combinată cu o ulterioară sulfocianurare, contribuie la mărirea proprietăţilor de prevenire a rizurilor pe fontă. Aceasta se explică prin faptul că stibiul împreună cu sulful formează o combinaţie de Sb_2S_3 cu reţea cristalină hexagonală în straturi şi cu o duritate Mohs foarte mică de ~ 2. Temperatura scăzută de topire a Sb_2S_3 (550°C) contribuie la deteriorarea punctelor de solidificare, ceea ce face ca în produsele de uzură să se observe solzi de Sb_2S_3.

Utilitatea sulfocianurării fontei cu stibiu a fost confirmată de experienţa făcută pe un număr de aproximativ 200 de piese ale utilajului de maşini-unelte. Piesele experimentate au fost introduse în locul pieselor de bronz.

Coeficientul de frecare al fontelor cu Sb este, practic, egal cu cel al fontelor cenuşii.

Toate epruvetele de fontă au avut o structură simplă — cu grafit lamelar de dimensiuni lamelare şi perlitică cu un conţinut de cel mult 5 % ferită liberă, care a şi determinat mărimea coeficientului de frecare.

Capacitatea stibiului de a îngreuia procesul de formare a grafitului şi a contribui la separarea carburilor poate fi folosită pentru reglarea formării structurii în piesele turnate cu secţiuni diferite.

Compoziţia şi structura fontei turnate în forme de nisip se stabilesc în prezent cu o precizie suficientă pentru scopuri practice, după formula:

$$\mathrm{Si} = \frac{A_T - C_{tot}}{0{,}5\,(C_b + K)}$$

în care $A_T = 6{,}3 - \lg T$, iar T este grosimea piesei turnate, în mm. În practica de lucru se folosesc fonte cu un conţinut mediu de 3,2 % $C_{tot.}$ şi de 2 % siliciu. Introducerea stibiului modifică cantitatea de C_b; dependenţa A_T de cantitatea stibiului este dată în figura 3. Figura 4 arată familia de curbe după care se poate stabili în ce măsură, pentru fonte cu compoziţii diferite, adaosurile de stibiu modifică structura în secţiunea piesei turnate.

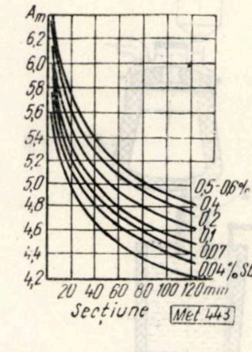


Fig. 3

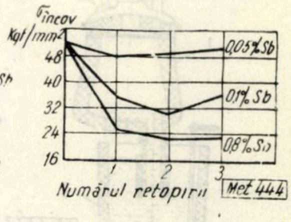


Fig. 4

Astfel stibiul permite ca să se obţină o structură perlitică în piesele cu secţiune mare turnate din fontă. Totuşi, în cazul pieselor subţiri se năştea teama de mărire a fragilităţii şi de reducere a rezistenţei. Adaosurile de stibiu pretind cunoaşterea precisă a compoziţiei iniţiale a fontei şi luarea în considerare a secţiunilor pentru piesele turnate.

Folosirea stibiului pentru obţinerea unei structuri perlitice în piese turnate cu secţiune mare, nu poate fi totuşi considerată ca raţională, fiindcă o influenţă absolut asemănătoare o are asupra acestei structuri şi modificarea conţinutului altor componenţi obişnuiţi ai fontei, ca de exemplu ai siliciului. Această situaţie este legată, în primul rînd, de faptul că la retopirile repetate, practic nu există pierderi de stibiu şi de aceea, o dată cu deşeurile producţiei, el trece în fontă, în care se acumulează, reducînd proprietăţile de rezistenţă (fig. 5). Chiar după o retopire repetată de trei ori, proprietăţile mecanice ale fontei cu stibiu nu se măresc.

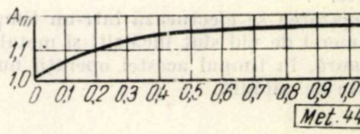


Fig. 5

I.F.

Procedeul DH pentru tratarea sub vid a oţelului topit. În: Technische Rundschau, august 1962. Tratarea oţelului sub vid pentru eliminarea incluziunilor gazoase se efectuează în cuptoare speciale încălzite prin inducţie sau arc electric, costisitoare şi care nu pot fi folosite pentru şarje mai mari de cîteva tone.

Noul procedeu DH, elaborat de Dormunid-Hörder Hütten union, prezintă avantajul că este economic şi poate fi utilizat pentru şarje de la 10 la 165 t, nu necesită cuptoare speciale, procesul de degazare efectuîndu-se în oale obişnuite de turnare. Degazarea se efectuează rapid şi se pot alia oţeluri cu conţinuturi foarte precise de elemente de aliere.

Principiul procedeului DH este reprezentat în figură. Oala izolată termic — cameră de vid *1*, încălzită prin inducţie sau gaz este închisă etanş de către un capac şi o ţeavă *2*, de asemenea izolată termic, care pătrunde în oţelul topit din oala de turnare *3*. Atunci cînd aerul este evacuat din oala *1*, cu ajutorul unei pompe o parte din oţelul topit este refulat în această cameră de către presiunea atmosferică, la o înălţime de circa 1,4 m peste nivelul oţelului din oală (fig. 1); sub acțiunea vidului, gazele conținute în oțel se degajă producînd agitarea metalului topit. După terminarea acestei reacții (circa 20 s), camera *1* este ridicată (fig. 1) și oțelul degazat cade în fundul oalei. La coborîrea următoare a camerei *1*, o altă cantitate de metal topit este degazat

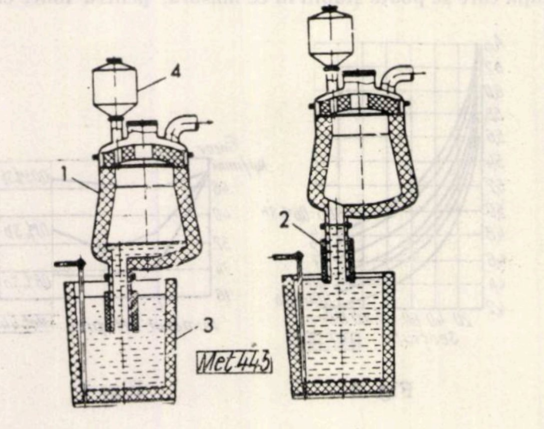


Fig. 1

și tot astfel pînă cînd tot conținutul oalei de turnare este degazat și presiunea în camera de vid scade la 0,1—1 torr, după calitatea oțelului.

Pentru a elabora diferite aliaje se introduc elementele de aliere în recipientul etanș *4* situat în capacul camerei de vid și se lasă să cadă în oțelul topit către sfîrșitul operației de degazare; agitația puternică a băii contribuie la aliere. Se pot elabora astfel oțeluri aliate cu siliciu, aluminiu, crom, mangan, carbon etc.

Dat fiind că degazarea se efectuează într-un timp foarte scurt și pereții camerei de vid sînt încălziți și metalul topit este acoperit de zgură, în timpul acestei operații nu au loc pierderi importante de căldură.

E. P.

Fonte refractare pentru arzătoare cu păcură. În: Fonderie, nr. 3, 1963.

În arzătoarele cu păcură, temperatura de funcționare poate atinge 850°C. Deoarece la această temperatură, feritele cu 0,7% Cr nu sînt suficient de refractare (ele nu pot fi folosite în bune condiții decît pînă la 600°C), este necesar ca arzătoarele să fie confecționate fie din fonte austenitice cu nichel, cupru, crom, fie din fonte speciale feritice, cum sînt fontele cu conținut ridicat de crom.

Fontele austenitice își mențin masa austenitică la temperaturi înalte și deci nu au punct de transformare, au o bună rezistență la coroziune și se prelucrează ușor. Compoziția lor obișnuită este: 2,6—3% C; 1,5—2,7% Si; 0,8—1,5% Mn; 14% (eventual pînă la 30%) Ni; 6% Cu; 1,5—4% Cr; $< 0{,}1\%$ S; $< 0{,}2\%$ Pb. Rezistența la tracțiune la cald este: la 370°C, 17—18 kgf/mm^2; la 540°C, 10—18 kgf/mm^2 și la 815°C, 4,3—8,4 kgf/mm^2. De exemplu, pentru o fontă austenitică cu 1,25% Cr, se obține o rezistență la tracțiune de 17 kgf/mm^2 la 400°C și de 10 kgf/mm^2 la 600°C, iar pentru o fontă cu 3,5% Cr se obțin 20 kgf/mm^2 la 400°C și 13 kgf/mm^2 la 600°C. Coeficientul de dilatare al acestei fonte variază între 17 și 19×10^{-6} (măsurat între 20 și 200°C, dar sensibil constant pînă la 1 000°C).

Pentru fluaj la 455°C, o sarcină de 9,8 kgf/mm^2 produce o alungire de 1% după 1 000 h, iar la 540°C o sarcină de 6,3 kgf/mm^2 produce aceeași alungire după 1 000 h.

Aceste caracteristici sînt mai ridicate în cazul fontelor cu grafit nodular.

Fontele cu conținut ridicat de crom (30—34%) pot fi folosite pînă la 950°C în regim continuu.

S-au efectuat încercări cu fontă cu 17% Cr care prezintă o duritate mai mare decît aceea a fontei cu 30% Cr și care poate fi folosită pentru confecționarea pieselor care pot rezista la temperatură înaltă.

Carbonul fixează o proporție însemnată de crom sub formă de carbon, ceea ce mărește duritatea. Cu cît conținutul de crom crește, duritatea scade și fontele cu conținut ridicat de crom devin ușor de prelucrat (este necesar ca să fie supuse la o revenire).

Se constată că prelucrabilitatea este funcție și de conținutul de carbon (la un conținut de carbon mai mare decît 3%, fontele nu se pot prelucra). Este necesar deci ca acest conținut să fie cît mai redus, dacă este posibil mai mic decît 2%; atunci cînd conținutul de carbon crește, rezistența la tracțiune scade și, pentru fontele cu 17% Cr, scade brusc în jurul lui 3,2%C.

Pentru fluaj se obține, pentru o fontă cu 15% Cr și 2,75%C, o alungire de 1% după 10 000 h la o sarcină de 4,22—7,03 kgf/mm^2.

M. S.

Întrebuințarea ultrasunetelor în operațiile de călire. În: La métallurgie et la construction mécanique **94**, nr. 12, 1962.

Este bine cunoscut faptul că, la suprafețele pieselor călite, se formează în lichid—oricare ar fi aceasta—un film de vapori. În cazul pieselor de secțiune variabilă, filmul de vapori persistă mai mult timp pe părțile groase decît pe cele subțiri. În consecință, primele se răcesc mult mai încet decît celelalte, ceea ce are ca rezultat crearea de tensiuni interne în piesă. Rezultă de aici că filmul de vapori este un obstacol principal în obținerea unei căliri uniforme.

Călirea într-un mediu străbătut de ultrasunete evită formarea fazei vapori și, în acest fel, permite o călire mai rapidă și mai uniformă. Ar putea — la prima vedere — să existe teama că o călire mai rapidă să nu provoace distorsiuni și crăpături. Lucrurile s-ar putea produce astfel dacă s-ar efectua călirea după metodele obișnuite, căci tensiunile introduse printr-o creștere a gradientului de temperatură în miezul piesei s-ar adăuga la cele rezultînd de la răcirea neuniformă provocată de prezența unui film de vapori. Dimpotrivă, cînd baia de călire este supusă la vibrații ultrasonice, se suprimă cea de a doua sursă de tensiune pentru că nu există, practic, film de vapori. Într-adevăr, această metodă permite realizarea unei căliri uniforme și cu mult îmbunătățite față de ceea ce poate oferi călirea obișnuită cu simplă agitare a băii.

Călirea într-un mediu străbătut de ultrasunete necesită o sursă de curent de înaltă frecvență. Încercările au arătat că frecvențele de 20 000—25 000 cicluri pe secundă sînt foarte convenabile. Cea mai bună soluție practică constă în a fixa generatoarele de ultrasunete la pereții băii de călire.

Pentru realizarea unei bune căliri, este importantă nu numai amplasarea generatoarelor de ultrasunete, ci și materialul magnetostrictiv care va servi la construcția acestor generatoare. Este indispensabil ca acest material să aibă un bun coeficient de cuplaj, adică să asigure un randament ridicat în conversiunea energiei magnetice în energie mecanică. Aliajele pe bază de nichel sînt cunoscute ca materiale cu magnetostricțiune bună, iar adaosul de cobalt poate să mărească coeficientul de cuplaj într-o măsură apreciabilă.

O a doua condiție cerută acestor materiale este să nu fie influențate de ridicarea temperaturii care are loc din cauza temperaturii de călire. Este deci necesar să se folosească materiale magnetostrictive cu punct Curie ridicat; aliajele Ni—Co sînt cele mai indicate.

M. S.

Dispozitiv de măsurare a temperaturii cuptoarelor rotative. În: Electrotechnische Zeitschrift, august 1962.

Dispozitivele de măsurare a temperaturii folosind termocuple cu inele și perii prezintă numeroase dezavantaje (stabilitate insuficientă a inelelor pe cuptoarele de diametru mare, influența radiației conice a cuptorului asupra inelelor și periilor). Pentru a se înlătura aceste dezavantaje s-a elaborat o nouă instalație: în partea cea mai puțin încălzită (și cea mai puțin expusă impurităților) a cuptorului s-au așezat numai două inele, a căror periferie este prevăzută cu șase tăieturi corespunzînd celor șase termocuple ale cuptorului. Fiecare dintre cele șase segmente ale fiecărui inel este legat la polul pozitiv al unuia dintre cele şase termocuple şi segmentele celuilalt inel la polii negativi. Dispozitivul de măsură este prevăzut şi cu un înregistrator cu şase direcţii prevăzut cu o comutaţie astfel reglată încît să înregistreze în fiecare moment punctul de măsură dorit şi cu un mecanism de sincronizare a termocuplelor cu înregistratorul în cazul inversării sensului de rotaţie a cuptorului.

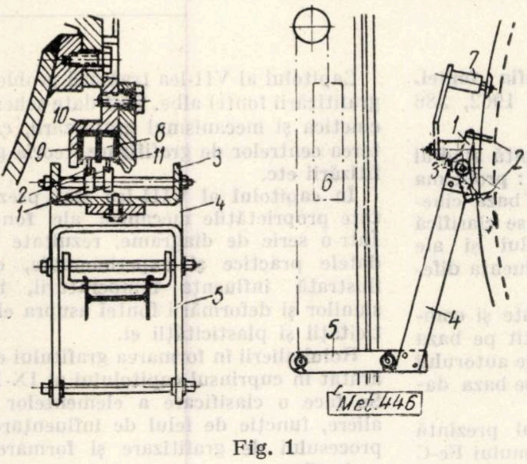


Fig. 1

Acest dispozitiv a fost montat pe un cuptor rotativ în construcţie. Instalaţia a fost prevăzută numai cu cinci termocuple, cu un singur inel împărţit în cinci segmente şi cu celălalt inel legat la polul negativ comun al termocuplelor.

Pentru această instalaţie (fig. 1) s-au folosit unele inele de cupru şi perii din cupru — grafit sinterizat. Inelele *8* au fost separate prin materialul izolant *9* (mică şi hîrtie impregnată) şi aşezate într-o coroană *10* confecţionată din oţel, presată pe suprafaţa cuptorului.

Portperiile *1* sînt fixate într-o piesă *3* în formă de V, care este legată prin lamele oscilante *4* de pîrghia *5* supusă acţiunii contragreutăţii *6* şi care suportă şi dispozitivul de ghidare *7* format din role care rulează pe o coroană *11* fixată pe cuptor; aceste role menţin periile cu presiune constantă pe inele.

Dispozitivul de măsură este format dintr-un circuit de măsură şi două circuite de comandă separate care comandă şi sincronizează comutaţia dispozitivului, a cărui mişcare este reglată astfel încît înregistrările au loc la 2 s.

E.P.

Pirometru pentru măsurarea temperaturii suprafeţelor. În: La tehnique moderne, nr. 3, 1963.

Construcţia pirometrelor folosite pentru măsurarea rapidă a temperaturii suprafeţelor cilindrilor cu temperatură ridicată, folosiţi în industria cauciucului, a materialelor plastice a hîrtiei etc., sau a temperaturii suprafeţelor pieselor ca plăcile preselor, a fost îmbunătăţită în Anglia, astfel încît indicaţiile aparatului să nu fie eronate datorită căldurii provocate prin frecare; această eroare, neglijabilă pentru viteze mici de rotaţie, devine apreciabilă atunci cînd viteza periferică depăşeşte 1 m/s. Cu această îmbunătăţire se pot măsura temperaturi ale suprafeţelor pieselor care se rotesc cu o viteză de 10 m/s.

Elementul sensibil, format dintr-un termocuplu cu sîrmă de cromel-alumel *4* în centrul unui disc subţire de cupru *7*, nu este în contact cu suprafaţa *5* a cărei temperatură se măsoară şi deci temperatura sa nu este influenţată de căldura provocată prin frecare; acest element este montat într-o cavitate practicată în material izolant *2*, în care este încastrată şi o lamă *3* din bronz fosforos. Atunci cînd acest dispozitiv este aplicat pe suprafaţa cilindrului cald, care se roteşte, o mică cantitate de aer, încălzită în contact cu cilindrul, rămîne închisă în cavitate şi comunică foarte rapid căldură discului de cupru; căldura „parazită" provocată de frecare nu atinge discul, deoarece acesta este protejat de materialul izolant. Durata de viaţă a termocuplului depinde de calitatea suprafeţelor a căror temperatură se măsoară; practic, 5—6 h (durata unei măsurări este de 2—3 min).

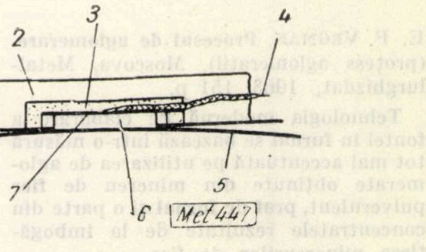


Fig. 1

Termocuplul este conectat la un milivoltmetru indicator prevăzut cu un compensator automat al sudurii reci şi cu o scară gradată de la 0 la 250°C.

Aparatul se poate mînui uşor pentru cilindrii cu diametrul de 0,30—3 m; precizia este de ±1 % şi timpul de răspuns, 75 s.

E.P.

Sudarea automată cu electrod bandă. În: (Studii şi cercetări—ştiinţe tehnice—Baza de cercetări ştiinţifice Timişoara, Academia R.P.R., vol. 9, nr. 3—4, 1962.

Sudarea automată cu electrod bandă se aplică în practică întrucît — faţă de sudarea cu sîrmă — are două avantaje: se obţin cusături late şi cu supraînălţare redusă şi pătrunderea cusăturii în metalul de bază este mică. Aceste două caracteristici recomandă sudarea cu electrod bandă la încărcarea suprafeţelor mari şi la încărcarea pieselor subţiri.

Din punct de vedere teoretic, sudarea automată cu electrod bandă pune o serie de probleme interesante în legătură cu: condiţiile de ardere a arcului electric, formarea băii de sudură, posibilităţile de reducere a supraînălţării şi a pătrunderii cusăturii.

Ca urmare a cercetărilor făcute la Centrul de cercetări tehnice din Timişoara al Academiei R.P.R., în cadrul colaborării cu Intreprinderea de transporturi Bucureşti, încărcarea prin sudare cu electrod bandă se foloseşte la repararea uzurii exterioare a buzei bandajelor de la roţile de tramvai.

Din cercetările teoretice şi experimentale întreprinse se desprind următoarele concluzii:

— sudarea cu electrod bandă este mai pretenţioasă decît sudarea cu sîrmă atît în ceea ce priveşte utilajul, cît şi în ceea ce priveşte tehnologia;

— trecerea elementelor de aliere din flux în cusătură este mai dificilă la sudarea cu bandă decît la sudarea cu sîrmă;

— geometria cusăturii la sudarea cu bandă este determinată de lăţimea benzii şi de regimul de sudare. Supraînălţarea minimă corespunde regimului optim de sudare. Micşorarea pătrunderii se poate face numai mărind supraînălţarea cusăturii şi invers;

— curentul de sudare trebuie să fie peste o anumită limită pentru ca să fie asigurată deplasarea arcului electric pe lăţimea benzii;

— grosimea benzii este limitată inferior şi superior de sistemul mecanic de antrenare a benzii.

M.S.

RECENZII

E. F. VEGMAN. **Procesul de aglomerare.** (proţess aglomeraţii). Moscova, Metallurghizdat, 1963, 151 p.

Tehnologia modernă de elaborare a fontei în furnal se bazează într-o măsură tot mai accentuată pe utilizarea de aglomerate obţinute din minereu de fier pulverulent, praf de furnal şi o parte din concentratele rezultate de la îmbogăţirea minereurilor de fier.

Scopul procesului aglomerării constă în esenţă în lipirea acestor particule fine de diferite proveniențe, în grăunţi avînd diferite caracteristici: permeabilitate, rezistenţă şi reductibilitate.

Ţinînd seamă că în anul 1887 s-a descoperit şi s-a patentat procesul de aglomerare, iar în anul 1911 în S.U.A. s-a utilizat prima bandă de aglomerare Dwight-Lloyd cu rezultate satisfăcătoare, introducerea aglomerării în practica curentă a mers încet, deşi a progresat continuu. În anul 1961, la fabricile de aglomerare din U.R.S.S. s-au produs 74,2 mil. aglomerat (din care 73 mil. t aglomerat autofondant). La ora actuală, în U.R.S.S. 80% din încărcătura furnalului o constituie produsul aglomerat.

În lucrarea lui E. Vegman, deşi restrînsă ca volum de pagini, se dezvoltă teoria procesului de aglomerare, subliniindu-se şi latura lui aplicativă.

Tehnologia sinterizării sau analizarea vreunei scheme de fabricaţie nu sînt amintite decît în cazurile cînd se simte nevoia ilustrării celor mai importante probleme ale teoriei aglomerării.

Cartea reprezintă o sinteză deosebit de reuşită a peste 150 de lucrări tipărite, cum şi a numeroase alte materiale referitoare la specialitatea respectivă.

Sînt cuprinse, de asemenea rezultatele unor cercetări privind mersul procesului de aglomerare şi structura aglomeratului finit (normal sau autofondant), efectuate de autor în laboratorul de metalurgia fontei de la Institutul de oţeluri şi aliaje din Moscova, între anii 1954—1962.

Deşi astfel de preocupări au mai fost reflectate în literatura de specialitate (de exemplu lucrarea „Aglogmeration'' a lui W. A. Knepper, publicată în anul 1962 în S.U.A.), se poate spune că pînă în prezent nu există o monografie atît de completă ca cea de faţă, care prezintă în mod util o documentaţie bogată şi multilaterală cu rezultate proprii, experimentale şi teoretice, valoroase.

Cartea este excepţional de utilă pentru cercetători, personalul tehnico-ingineresc de la fabricile de aglomerare şi secţiile de furnale, precum şi studenţilor facultăţii de metalurgie.

Traducerea integrală a cărţii se impune cu necesitate, eliminîndu-se astfel un gol simţit în literatura existentă în acest domeniu la noi în ţară.

M. Ispas

I. N. BOGACEV, **Metalografia fontei.** Sverdlovsk, Metallurghizdat, 1962, 386 p., 61 tab., 247 fig.

În această lucrare se prezintă stadiul actual al metalografiei fontei: problema formării structurii fontei pe baza cineticii transformărilor fazice; se clarifică problemele formării grafitului şi ale mesei metalice de bază şi influenţa diferiţilor factori asupra lor.

În lucrare au fost prelucrate şi completate datele mai vechi atît pe baza noilor lucrări experimentale ale autorului şi colaboratorilor săi, cît şi pe baza datelor din literatură.

În primul capitol, autorul prezintă diagrama de echilibru a sistemului Fe-C şi compoziţia fazică a fontei. Sînt date cele două variante ale diagramei de echilibru, funcţie de felul de cristalizare a carbonului, cum şi reţelele cristaline, parametrii reţelelor şi condiţiile în care carbonul poate cristaliza în fontă sub formă de grafit sau cementită.

Capitolul al II-lea tratează problema transformării eutectice în fonte şi formarea grafitului; schema curbelor de transformare cinetică, dependenţa procentului de transformare de timp pentru o temperatură de subrăcire determinată.

Sînt prezentate o serie de microstructuri reprezentînd forma grafitului, funcţie de gradul de subrăcire, viteza de răcire şi diferite adaosuri.

Obiectul capitolului al III-lea îl formează influenţa diferiţilor factori la formarea grafitului.

Este studiată influenţa temperaturii de supraîncălzire asupra caracterului separărilor de grafit şi a cantităţii de carbon legat. Tot acest capitol cuprinde şi problema modificării fontei; influenţa diferitelor elemente ale gazelor şi dezoxidanţilor asupra poziţiei palierului temperaturii de transformare, natura procesului modificării şi condiţiile optime de modificare.

În capitolul al IV-lea este studiată problema albirii fontei, adîncimea şi caracterul albirii, influenţa diferitelor elemente asupra adîncimii şi caracterului albirii şi asupra formării cementitei eutectice.

De asemenea, este tratată problema tratamentului termic al pieselor turnate din fontă albă.

În capitolul al V-lea autorul se ocupă de transformarea eutectoidă a fontelor cenuşii, şi anume: transformarea care are loc la încălzirea fontei, transformarea austenitei subrăcite, anomalia transformării eutectoide. Toate aceste fenomene sînt foarte bine explicate într-o serie de diagrame şi microstructuri.

Capitolul al VI-lea se ocupă de tratamentul termic al fontei cenuşii: recoacere şi normalizare, călire şi revenire; de tratamentul izotermic al fontei şi de tratamentul de suprafaţă, şi de rolul anumitor elemente în aceste procese.

Capitolul al VII-lea tratează problema grafitizării fontei albe. Sînt date schema, cinetica şi mecanismul grafitizării, creşterea centrelor de grafitizare, teoria grafitizării etc.

În capitolul al VIII-lea sînt prezentate proprietăţile mecanice ale fontei. Într-o serie de diagrame, rezultate din datele practice şi experimentale, este ilustrată influenţa temperaturii, tensiunilor şi deformării fontei asupra elasticităţii şi plasticităţii ei.

Rolul alierii în formarea grafitului este arătat în cuprinsul capitolului al IX-lea. Se face o clasificare a elementelor de aliere, funcţie de felul de influenţare a procesului de grafitizare şi formare a carburilor.

În încheierea monografiei, autorul prezintă în capitolul al X-lea cîteva fonte aliate, şi anume cu titan, molibden, crom şi nichel. Pentru fiecare dintre aceste elemente sînt prezentate combinaţiile lui cu aliajele Fe-C, structura fontelor conţinînd elementul respectiv, aspectele specifice ale pieselor turnate din aceste fonte.

Lucrarea lui I. N. Bogacev, sintetizînd cele mai noi date din literatura de specialitate pe baza unui bogat material experimental obţinut de autor, se adresează inginerilor şi tehnicienilor de înaltă calificare din uzine, precum şi cadrelor didactice şi studenţilor institutelor tehnice.

D. Marinescu

C. W. STARLING. **Teoria şi practica laminării tablelor şi benzilor.** (The theory and practice of flat rolling). University of London Press, 1962, 176 p.

Prezenta lucrare reprezintă un scurt îndrumar practic pentru personalul mediu tehnic din secţiile de laminoare de benzi şi table.

Materialul este grupat pe 10 capitole; se observă în permanenţă tendinţa autorului de a trezi interesul cititorului pentru problemele fundamentale ale laminării, expunerea acestora fiind la un nivel foarte uşor accesibil unui mare număr de tehnicieni şi maiştri. Se descriu pe scurt unele instalaţii de laminoare existente în Anglia şi se dau indicaţii sumare în legătură cu cunoaşterea unor probleme ale laminării ca: distribuţia de frecare de-a lungul arcului de contact, variabilitatea poziţiei planului neutru, reducerea maximă, diagrama distribuţiei presiunilor specifice, efectul tracţionării anterioare şi posterioare a benzii în timpul laminării etc. Prin schiţe simple se arată importanţa deformării elastice a cilindrilor şi a cajei asupra dimensiunilor finale ale benzii sau tablei laminate la rece. Se dau o serie de precizări utile în legătură cu determinarea grosimii minime la care poate fi laminat un semifabricat oarecare, cunoscîndu-se caracteristicile fizice şi mecanice ale materialului, precum şi parametrii laminării.

Nu lipseşte de asemenea un scurt capitol în care se descriu foarte elementar şi pe scurt metodele de măsurare a forţelor de laminare. În încheiere se prezintă o descriere a unui agregat modern de înaltă productivitate destinat producţiei de benzi subţiri (laminorul planetar).

Cartea este foarte bogat ilustrată cu planşe deosebit de reuşite, prezentînd în majoritatea lor imagini din cîteva secţii moderne de laminoare din Anglia. În ansamblu, cartea nu depăşeşte nivelul unui ghid pentru personalul mediu tehnic din secţiile de laminoare; totuşi prin calităţile expunerii (claritate, conciziune), unele capitole la care ne-am referit anterior ar merita să fie aduse la cunoştinţa cadrelor tehnice cu calificare medie din secţiile de laminoare.

R. Fischgold

CRONICĂ

Sesiunea tehnico-ştiinţifică a Institutului de studii, cercetări şi proiectări tehnologice pentru industria constructoare de maşini, utilaje şi industria electrotehnică

În zilele de 18—19 aprilie 1963 a avut loc la Bucureşti sesiunea tehnico-ştiinţifică cu tema „Realizări şi tendinţe în industria constructoare de maşini", organizată de Institutul de studii, cercetări şi proiectări tehnologice pentru industria constructoare de maşini, utilaje şi industria electrotehnică.

În total au fost prezentate 26 de comunicări privind realizările obţinute în cadrul institutului, precum şi tendinţe noi în industria constructoare de maşini.

Dintre cele mai importante referate se menţionează:

— Influenţa seriei de fabricaţie asupra consumului de muncă şi preţului de cost al produselor, de ing. *M. Gavrilescu*, în care se prezintă o analiză privind influenţa mărimii de fabricaţie asupra consumului specific de muncă şi asupra preţului de cost al produselor în diferite domenii ale industriei constructoare de maşini (cicluri tehnologice parţiale şi complete de fabricaţie, semifabricate, prelucrări, producţia de maşini-unelte, producţia de motoare, producţia de autovehicule etc.) şi pe această bază se stabilesc relaţiile generale numai în funcţie de seria de fabricaţie, fără să mai fie necesară o calculaţie structurală pe preţuri de cost.

— Problemele teoretice şi experimentale la turboambreiajele realizate în R.P.R., de ing. *N. Peligrad*, în care se arată principiul lor de funcţionare, scoţîndu-se în evidenţă rolul funcţional pe care îl au în aparatele în care se montează, se analizează ecuaţiile lor fundamentale, se întocmeşte bilanţul pierderilor, precizîndu-se relaţia după care se calculează randamentul şi legătura dintre acesta şi alunecare şi se indică în întregime calculul hidraulic al ambreiajului. Se prezintă caracteristicile experimentale obţinute pe standul de probă, atît la modelul experimental cît şi la fabricaţia în serie şi se compară aceste date cu cele teoretice.

De asemenea, se arată modul de funcţionare a unui turboambreiaj cuplat cu un motor Diesel.

— Aspecte teoretice la calculul transmisiilor de mare putere cu lanţuri cu role şi realizările obţinute la utilajul petrolier, de ing. *V. Cristea*.

— Folosirea raţională a puterii hidraulice la sape, de ing. *D. Constantinescu* şi *N. Mereanu*.

— Determinarea indicilor tehnico-economici pentru proiectările de uzine constructoare de maşini, de ing. *N. Şoneriu*, în care se analizează indicii tehnico-economici folosiţi uzual în proiectare, arătîndu-se prin exemple posibilităţile de mărire ale preciziei acestora.

— Contribuţiile la stabilirea unei metode generale de proiectare a şantierelor navale pentru construcţii noi de vase, de ing. *A. Dumitrescu*, ing. *A. Buzescu* şi ing. *N. Galin*.

— Linii de vopsire la uzinele de maşini agricole Semănătoarea din Bucureşti, de ing. *D. Popovici*, în care se expun principiile constructive şi funcţionale ale celor patru linii de vopsire proiectate de I.T.C.M.E. pentru uzinele Semănătoarea, tratîndu-se particularităţile importante ale utilajelor componente, în special ale staţiei de antrenare de tip caterpilar, prima de acest fel construită în ţară.

— Sisteme noi de distribuţie a energiei electrice în întreprinderile industriale, de ing. *N. Mironescu*, în care se prezintă o descriere a sistemelor noi de distribuţie proiectate în cadrul Institutului de studii tehnologice pentru industria constructoare de maşini, utilaje şi industria electrotehnică şi realizate la diferite uzine metalurgice din ţară.

— Protecţia muncii şi tehnica securităţii în proiectare, de ing. *Al. Steriopol*, în care se arată felul în care proiectanţii din cadrul I.T.C.M.E. au contribuit la îmbunătăţirea condiţiilor de muncă.

— Aparate pentru controlul dimensional în construcţia de maşini, de ing. *M. Iosupescu* şi ing. *R. Moţoi*.

— Eficacitatea tehnico-economică a folosirii maşinilor-unelte agregat în construcţia de maşini, de ing. *Dragoş Simionescu*.

— Sisteme de comandă automată a ciclurilor de lucru la maşini-unelte automate şi maşini agregat, de ing. *I. Gogoaşe*.

— Stabilitatea vitezei de avans a mecanismelor acţionate hidraulic, de ing. *V. Marin*.

— Alimentarea automată a maşinilor-unelte, de ing. *Gh. Văleanu*.

— Dispozitive demontabile universale din elemente tipizate, de ing. *I. Manceak*.

— Instalaţia de încălzire prin inducţie a semifabricatelor de forjare cu fibraj continuu a arborilor cotiţi pentru motoare Diesel, de ing. *O. Smighelski* şi *Gh. Nae*, în care se descrie instalaţia de încălzire parţială a semifabricatului pînă la temperatura de forjare cu ajutorul unui inductor de formă solenoidală, alimentat cu un curent electric de frecvenţă industrială de 50 Hz.

Puterea instalată a agregatului este de 500 kW; agregatul este prevăzut cu toate aparatele electrice necesare pentru reglarea puterii, pentru compensarea factorului de putere scăzut al inductorului şi pentru simetrizarea în vederea conectării inductorului la reţeaua trifazată.

— Pentru evitarea încălzirii înfăşurărilor inductorului s-a prevăzut răcirea cu apă a conductoarelor electrice.

— Relaţii dintre coroiaj şi caracteristicile mecanice ale oţelurilor pentru arbori cotiţi de la motoarele Diesel mari, de ing. *W. Woinarowski* şi ing. *A. Ruegg*, în care se prezintă determinarea relaţiilor dintre coroiajul realizat prin forjare şi proprietăţile mecanice în vederea stabilirii unor mijloace de determinare a coroiajului optim pentru obţinerea de caracteristici mecanice optime la oţelurile folosite pentru confecţionarea arborilor cotiţi de la motoarele fabricate la uzinele 23 August — Bucureşti.

Se arată cum au fost analizate cele două calităţi de oţeluri folosite la confecţionarea acestor arbori — 35MoCN20 şi 41MoC11, alegîndu-se trei dimensiuni de lingouri de 6 t, de 1 t şi de 0,18 t şi două tehnologii de forjare: pentru fiecare calitate de oţel şi dimensiune de lingou s-a forjat după ambele tehnologii.

După forjare, materialul a fost îmbunătăţit prin tratament termic. Din semifabricatele astfel obţinute s-au executat epruvete pentru încercarea la tracţiune şi rezilienţă longitudinală, iar la secţiuni peste 150 mm diametru s-au executat şi epruvete de tracţiune şi rezilienţă transversală.

Pentru semifabricatele obţinute din lingouri de 1 t şi 6 t pentru coroiajele 3, 5 şi 7 s-au efectuat şi epruvete pentru încercări la oboseală şi încovoiere rotativă.

Pe baza rezultatelor obţinute s-au trasat diagramele caracteristicilor mecanice, sistematizate pe calităţi de oţel şi dimensiuni de lingou, în funcţie de coroiaj.

Cunoaşterea variaţiei caracteristicilor mecanice în funcţie de coroiaj pentru materialul întins şi refulat-întins va permite tehnologilor să prezinte tehnologii de forjare corecte pentru piesele forjate importante.

— Elaborarea şi turnarea fontelor cu conţinut ridicat de siliciu, de ing. *N. Serban* şi ing. *T. Şteflea*, în care se prezintă rezultatele studiului întocmit în vederea înlocuirii parţiale a pieselor turnate din oţeluri refractare, cu fonte aliate cu siliciu, precum şi posibilităţile de elaborare şi turnare. Masa de bază a fontelor aliate cu circa 5% Si este feritică, stabilă din punct de vedere structural şi conduce la o bună rezistenţă la oxidare termică. Rezultate mai bune au fost obţinute cu fonte aliate cu 5% Si şi modificate cu magneziu.

— Maşini de călit superficial roţi dinţate, de ing. *L. Zamfirescu*, în care se compară cele două procedee de încălzire a pieselor pentru călirea superficială : încălzirea prin curenţi de înaltă frecvenţă şi încălzirea prin flacără de gaz, notînd că ambele procedee pot fi automatizate.

Deşi călirea prin inducţie dă rezultate tehnice optime, în fabricaţia de serie, datorită cheltuielilor mari de investiţii se propune călirea cu flacără de gaz. La uzinele 23 August—Bucureşti s-a pus în funcţiune o maşină semiautomată de călit roţi dinţate cu diametrul pînă la 90 mm, prevăzută cu dispozitiv automat de îndesare, cu posibilităţi de închidere şi deschiderea automată a gazelor şi a apei şi cu avans automat, proiectată de I.T.C.M.E.

— Turle şi masturi. Contribuţii teoretice şi de calcul. Realizări actuale şi rezultatele încercărilor, de ing. *E. Nicoară.*

— Construcţii metalice din tablă subţire presată, de ing. *S. Cosminovici.*

— Metoda directă de calcul a sistemelor static nedeterminate în construcţii, de ing. *I. Cerchez.*

— Cuptoare rotative de clincher şi metode moderne de calcul în proiectarea lor, de ing. *R. Cunescu* şi ing. *G. Vasiliev.*

— Pod rulant siderurgic de 175 t realizat în R.P.R., de ing. *I. Marinescu*, ing. *L. Coman*, ing. *V. Cîrlan* şi ing. *I. Teişanu*, în care sînt prezentate problemele funcţionale şi constructive ale podului rulant de turnare cu care a fost dotată oţelăria nouă Siemens Martin de la Combinatul Metalurgic Reşiţa.

— Consideraţii teoretice cu privire la capacitatea de transport a podurilor transbordoare cu regim de funcţionare ciclic, de ing. *M. Gherman.*

— Cercetarea fibrajului la elaborarea unei tehnologii pentru fabricarea arborilor cotiţi, de ing. *I. Marinescu* şi ing. *L. Coman*, în care—după ce se arată dezavantajele economice şi calitative ale tehnologiei de fabricaţie prin forjare liberă a arborilor cotiţi, caracterizată prin discontinuitatea fibrajului în lungul arborelui — se prezintă principiul arborilor cotiţi grei cu fibraj continuu şi modul de funcţionare al dispozitivului proiectat de I.T.C.M.E. — Timişoara, pentru cercetarea arborilor cotiţi cu care va fi dotată locomotiva Diesel electrică şi rezultatele obţinute.

Comunicările prezentate au reuşit să îmbine aspectele ştiinţifice cu cele practice.

Temele tratate au fost legate de cerinţele industriei şi conţinutul lor, bine documentat, contribuie la ridicarea nivelului tehnic al industriei noastre.

Simpozion în legătură cu problemele coroziunii şi protecţiei metalelor

La Bratislava a fost organizat un simpozion în legătură cu problemele coroziunii şi protecţiei metalelor. Au luat parte delegaţi reprezentînd 11 ţări. Lucrările simpozionului s-au desfăşurat în trei secţii.

În secţia I (Teoria şi practica protecţiei metalelor împotriva coroziunii) au fost studiate problemele : problema pasivizării metalelor, protecţia lor cu ajutorul unor inhibitori volatili, realizarea unor noi oţeluri inoxidabile cu conţinut mic de nichel, protecţia faţă de coroziunea atmosferică, punerea la punct a unor metode noi de încercări etc.

În secţia a II-a au fost dezbătute şi analizate problemele privind teoria şi practica protejării metalelor faţă de coroziune prin diferite straturi de acoperire. De asemenea, au fost analizate în mod amănunţit problemele tehnologiei de depunere a straturilor de protecţie, mecanizarea şi automatizarea acestor procese.

În secţia a III-a s-au arătat rezultatele studierii şi succesele dobîndite în ceea ce priveşte raţionalizarea tehnologiei de depunere a diferitelor straturi de acoperire a suprafeţei laminatelor.

În continuare au fost propuse metode de anodizare continuă a benzilor de aluminiu şi a sîrmei de aluminiu, depunerea unor acoperiri de materiale plastice pe table de oţel, folosirea unor benzi rulante pentru decaparea tablelor metalice etc.

În cursul lucrărilor simpozionului au fost scoase în evidenţă direcţiile principale de efectuare a lucrărilor în diverse ţări în problemele teoretice şi practice ale coroziunii şi protejării metalelor, lucrările cercetătorilor sovietici în acest domeniu aflîndu-se la un nivel foarte ridicat. Totodată, s-a arătat că, astăzi, la realizarea noilor aliaje rezistente la coroziune pot fi folosite rezultatele cercetărilor efectuate în acest domeniu atît în Uniunea Sovietică, cît şi în alte ţări.

Participanţii la simpozion au arătat că este necesară acţiunea de extindere a cercetărilor de încetinire a coroziunii atmosferice a metalelor feroase prin îmbunătăţirea proprietăţilor de protecţie oferite de înşeşi produsele de coroziune.

Sesiune în legătură cu discutarea problemelor ştiinţifice ale tehnicii noi

La Kiev a avut loc o sesiune comună a secţiei de ştiinţe tehnice a Academiei de ştiinţe a Uniunii Sovietice şi a Academiei de Ştiinţe a R. S. S. Ucrainene. La lucrările acestei sesiuni au luat parte 800 de oameni de ştiinţă de diferite specialităţi. Lucrările s-au desfăşurat atît în cadrul unor şedinţe plenare, cît şi în secţii (energetică, mecanică şi automatică, tehnică minieră, metalurgie).

Dintre referatele prezentate la sesiune citām : acad. *B. E. Paton*, preşedintele Academiei de Ştinţe a R. S. S. Ucrainene, s-a ocupat de problemele privitoare la sudarea electrică, la extinderea lucrărilor se automatizare şi mecanizare a proceselor de sudare, la realizarea unor noi metode de sudare etc. Acad. *I. N. Franţevici* a tratat problema realizării unor materiale speciale, cerute de tehnica nouă, materiale metaloceramice, diferite aliaje speciale, materiale refractare a căror temperatură depăşeşte 1 700—2 000°C etc. Acad. *A. D. Kovalenko* a analizat cercetările întreprinse în domeniul teoriei tehnice a elasticităţii şi rigidităţii elementelor de maşini.

De asemenea, în alte referate prezentate la lucrările sesiunii au fost dezbătute diferite probleme ale metalurgiei, pulberilor presate şi realizarea unor noi materiale, problemele realizării unor noi agregate metalurgice, noile rezultate practice privind funcţionarea furnalelor cu insuflare combinată, noile procese în metalurgia metalelor neferoase grele, problemele sudării la rece a metalelor etc.

Sesiunea a indicat căile principale de dezvoltare a lucrărilor de cercetări ştiinţifice şi au fost scoase în evidenţă problemele principale legate direct de dezvoltarea industriei, de asigurarea progresului necontenit al ştiinţei.

Sesiunea tehnico-ştiinţifică a Uzinei Electroputere—Craiova

În zilele de 17—18 mai a.c. a avut loc la Craiova sesiunea de comunicări tehnico-ştiinţifice a Uzinei Electroputere.

S-au prezentat numeroase comunicări privind realizările Uzinei Electroputere în fabricaţia locomotivei Diesel electrice, a transformatoarelor, a aparatajului de înaltă tensiune şi a maşinilor electrice rotative, precum şi ridicarea performanţelor tehnice ale produselor uzinei prin cercetări tehnico-ştiinţifice.

Dintre comunicările prezentate se menţionează :

Ridicarea performanţelor tehnice ale produselor Uzinelor Electroputere prin cercetări tehnico-ştiinţifice, ing. *Vl. Popovici*, ing. *V. Stanciu* şi ing. *D. Cristea.*

Ridicarea productivităţii muncii la fabricaţia locomotivei Diesel electrice, de ing. *Vl. Popovici*, ing. *A. Enăchescu* şi ing. *Fl. Burdubuş.*

Modernizarea cuptorului pentru lăcuit tole de la fabrica de maşini electrice rotative, de *A. Dombi*, ing. *M. Matei* şi ing. *V. Şendroiu.*

Realizări în domeniul autoutilării, de ing. *M. Matei.*

Preocupările actuale şi perspectivele de dezvoltare a lucrărilor de proiectare privind utilajele de mecanizare, de ing. *Vl. Popovici* şi ing. *E. Mîrzan.*

Electrotensometria folosită pentru determinarea eforturilor unitare în construcţii la LDE, de ing. *V. Bărbulescu*, ing. *I. Burdubuş* şi ing. *I. Marcovici.*

Introducerea defectoscopiei nedistructive prin ultrasunete la Uzinele Electroputere, de ing. *M. Băltănoiu* și ing. *S. Șontea.*

Studiu asupra posibilităților de ridicare a performanțelor locomotivei Diesel electrice de 2 100 CP de ing. *A. Enăchescu*, ing. *W. Wagner* și ing. *I. Ciobanu.*

Introducerea tablei laminate la rece în fabricația transformatoarelor de putere :

— încercări magnetice pe probe de materiale și miezuri experimentale, de ing. *C. Ambrozie* și ing. *E. Stănescu* ;

— cercetarea proprietăților tablei laminate la rece prin metalografie, de ing. *S. Șontea.*

Contribuții privind elaborarea normelor de etalonare și folosire a defectoscoapelor ultrasonice, de ing. *M. Băltănoiu*, ing. *S. Șontea* și ing. *A. Bernath*, (Baza Academiei R.P.R. Timișoara).

Barbotarea cu argon a aliajelor neferoase, de ing. *I. Balintoni*, ing. *Gh. Murărețu* și *C. Neagu.*

Turnarea în cochile a pieselor mari de circa 1 000 kg din fontă și oțel, de ing. *S. Banc*, ing. *Gh. Murărețu* și *F. Panțucu.*

Folosirea amestecurilor de formare întărite cu CO_2 la piesele care nu se pot turna prin alte metode, de ing. *N. Roșca*, ing. *F. Nicola* și *S. Terpovici.*

Perspectivele dezvoltării și modernizării fabricației aparatajului electric din Uzinele Electroputere în perioada 1963–1970, de ing. *V. Stanciu* și ing. *V. Niță.*

Încercarea contactelor la uzură de arc, de acad. dr. ing. *A. Avramescu* (ICET) și ing. *I. Marinescu* (ICET).

Aspecte din studiul ventilației mașinilor electrice și încercărilor la încălzire ale motoarelor asincrone folosind scheme sintetice, de ing. *Gh. Galbenu* și ing. *O. Drăgănescu.*

Materiale izolante superioare folosite în construcția mașinilor electrice rotative la Uzinele Electroputere, de ing. *N. Simonetti.*

Comportarea materialelor izolante utilizate în construcția mașinilor și aparatelor electrice de înaltă tensiune în condițiile climatului tropical umed, de ing. *C. Burdulea.*

Cercetări experimentale privind tropicalizarea produselor electrotehnice la Uzinele Electroputere, de ing. *C. Burdulea*, ing. *B. Mathe* și ing. *V. Stanciu.*

Defectoscopia mașinilor electrice cu impulsuri de tensiune, de ing. *T. Vascan* (ICET) și ing. *D. Costina.*

Comunicările, bine documentate, au oglindit realizările și progresul tehnic în cadrul uzinei Electroputere—Craiova.

INFORMAȚII

Îmbunătățirea calităților de exploatare a saboților turnați din fontă, utilizați la tramvaie

Comparativ cu conținutul de fosfor de 0,30% — conținut mediu pentru saboții de fontă obișnuită — saboții de fontă modificată cu circa 1,2% fosfor au o uzură de circa șase ori mai mică decît uzura saboților de fontă obișnuită ; uzura medie anuală a bandajului în exploatare crește cu circa 20%. Drumul de frînare scade cu creșterea conținutului de fosfor al fontei modificate pentru saboți și cu creșterea vitezei de circulație a tramvaiului ; la un conținut de circa 1,2% fosfor și la viteza de 38 km/h, drumul de frînare se reduce cu circa o treime în comparație cu saboții de fontă obișnuită.

Utilizarea la frînarea vagoanelor de tramvai a saboților de fontă modificată, cu conținut de circa 1,2% fosfor, prezintă două avantaje economice : în primul rînd se micșorează cheltuielile de exploatare datorită reducerii prețului unei tone de fontă lichidă prin folosirea fontei modificate, precum și reducerii de circa șase ori a consumului anual de saboți.

Întrucît la vagoanele de tramvai nu apar—datorită specificului lor de frînare — defectele observate la vagoanele de cale ferată, unde un conținut mai mare decît 1% fosfor provoacă crăpături pe suprafața de frecare a sabotului și lipiri din metalul sabotului pe suprafața de rulare a bandajului, este necesară continuarea cercetărilor folosind saboți de fontă modificată cu un conținut de fosfor mai mare decît 1,2%.

Realizări de seamă în construirea de furnale

În Uniunea Sovietică funcționează cele mai mari furnale din lume, la realizarea lor folosindu-se cele mai înaintate soluții de proiectare. Furnalele noi sînt prevăzute cu elevatoare cu cupe și conuri de umplere duble, distribuitoare rotative de materiale, dispozitive speciale de cîntărire și buncăre pe estacade etc. Au fost întocmite proiecte tip pentru construirea unor furnale cu un volum de 1 033, 1 386, 1 513, 1 719 și 2 000 m³.

În vederea măririi stabilității materialelor de căptușire, în vatra furnalelor sînt folosite cărămizi cu 62% Al_2O_3. În ultima vreme, dimensiunile acestor cărămizi au crescut pînă la 550 × 200 × 150 mm. La începutul anului 1962, 45% din furnale aveau căptușeală de cărbune în vatra furnalului. Datorită conductibilității termice ridicate a blocurilor de cărbune și existenței unor sisteme de răcire cu aer (țevi cu aer) se păstrează un strat mai gros de căptușire de cărbune cu temperatura sub punctul de topire a fontei, ceea ce apără de distrugere stratul de căptușeală. În momentul de față, la unele furnale se execută lucrări pentru mărirea stabilității stratului de căptușire a cuvei furnalului, prin folosirea unor cărămizi de alumosilicat și a unui sistem combinat de răcire a cuvei : cu ajutorul unor răcitoare periferice și interioare orizontale, la partea inferioară, și a unor răcitoare consolă, la partea superioară.

Începînd din acest an, la toate furnalele noi se va folosi răcirea prin evaporare a obturatoarelor. Mantaua creuzetului se sudează. Admisia aerului de ardere se face în sistem forțat la majoritatea preîncălzitoarelor de aer, care sînt echipate cu ventilatoare individuale și au stabilizarea automată a raportului necesar gaz-aer. Preîncălzitoarele se confecționează pentru puteri din ce în ce mai mari și sînt prevăzute cu funcționare automatizată sau cu telecomandă.

Pînă nu de mult, la furnalele aflate în construcție erau folosite dispozitive electrostatice pentru purificarea gazelor. Astăzi, pentru purificarea gazelor sînt folosite tuburi de pulverizare. Conținutul final de praf în gaze nu depășește 10 mg/m³, iar în unele cazuri nu trece de 1—4 mg/m³.

Operațiile de încărcare-descărcare sînt complet mecanizate, cîntărirea se face automat, alimentarea cupelor este automatizată etc.

În ultimul timp s-a realizat turnarea fontei în oale prin intermediul unui singur cioc, cu deplasarea oalelor, ceea ce a dus la reducerea lungimii jgheaburilor și la simplificarea lucrărilor de pregătire.

În prezent se lucrează pentru darea în funcțiune a unor furnale mai mari și pentru automatizarea la maximum a comenzii la procesele din furnale.

Îmbunătățirea tehnologiei de turnare a oțelului înalt aliat

În vederea reducerii cheltuielilor în producția tablei de oțel inoxidabil, la uzinele metalurgice „Krasnîi Oktiabr" (U.R.S.S.) a fost studiată turnarea cu folosirea zgurei sintetice în stare lichidă. Turnările s-au efectuat la instalația de turnare semicontinuă (R.P.P.) și prin turnare de sus în lingotiere.

Pentru condițiile din Republica Populară Polonă, zgura cea mai potrivită a fost aceea cu un conținut de 40—50% CaF_2, 12—20% CaO, 30—34% SiO_2 și 4—6% Na_2O.

Zgura lichidă de la suprafața metalului lichid din cristalizator absoarbe și dizolvă particulele nemetalice existente în oțel, împiedicînd astfel formarea unei pojghițe plutitoare. Afară de aceasta, zgura protejează metalul împotriva contactului cu atmosfera, reducînd pierderile de căldură. Pentru asigurarea unor condiții stabile în procesul de turnare, zgura se reînnoiește prin turnarea celei de-a doua porţii de zgură. Ca deficienţă s-a constatat reacţia chimică a zgurei cu metalul topit; la turnarea oţelului X18H10T se pierde o parte din titan şi se măreşte întrucîtva conţinutul de siliciu. Pe suprafaţa şi în stratul de sub pojghiţă s-au observat incluziuni de la zgura care s-a împiedicat în metal. În principiu, aceste neajunsuri pot fi înlăturate, dar chiar în prezenţa lor folosirea zgurei sintetice pe meniscul metalului din cristalizator a asigurat o considerabilă îmbunătăţire a calităţii suprafeţei lingourilor şi foilor de tablă. Rezultate deosebit de promiţătoare s-au obţinut la elaborarea oţelului X23H18 (H23N18).

Pentru turnarea de sus s-a constatat că cea mai favorabilă zgură este cea compusă din 15—20% CaF_2, 30% CaO, 30—35% SiO_2 şi 10—15% Al_2O_3.

Zgura topită şi bine încălzită se toarnă pe fundul lingotierelor (30—40 kg pentru un lingou de 4,1 t); oţelul X18H10T (H18N10T), X17H13M3T (H17N13M3T) X23H18 (H23N18) se toarnă direct în lingotieră dintr-o oală de turnare de 20 t prin bucşa orificiului ei de scurgere sau prin pîlnia de turnare cu mai multe orificii.

Calitatea suprafeţei metalului experimentat, la toate afinările s-a constatat a fi bună, după unii indici, chiar mai bună decît în cazul metalului obţinut la o turnare prin sifonare. Caracteristicile fizico-mecanice corespund normelor.

Obţinerea bimetalului oţel-nichel şi deformarea acestuia la laminări

În laboratoare şi la uzina experimentală a Institutului de cercetări ştiinţifice pentru siderurgie din U.R.S.S. au fost încercate două procedee pentru obţinerea bimetalului: prin placare la turnare şi prin laminare în pachete. S-a constatat că laminarea pachetelor simetrice din patru straturi (cu strat despărţitor) este mai avantajoasă.

La laminarea unor asemenea pachete, reducerea secţiunii între temperaturile de 1 250—900°C trebuie să fie de cel puţin 50%. Finisarea suprafeţelor de contact nu este obligatorie; trebuie însă ca peliculele de ulei să nu pătrundă în pachete, pentru a se evita desfacerea straturilor.

Repartizarea reducerii pe straturi la laminare depinde, în primul rînd, de raportul dintre rezistenţele la deformaţie ale straturilor la o temperatură dată, cum şi de gradul şi de viteza de deformare.

Între temperaturile de 800—900°C, rezistenţa la deformare a oţelului St 3 este mai mare decît la nichel, iar la temperaturile între 1 100—1 200°C, dimpotrivă, este mai mică. De aceea, în timpul laminării (la un laminor experimental 150) la temperaturi mici stratul de nichel se deforma mai pronunţat decît cel de oţel, iar la temperaturi mai ridicate, mai slab.

La uzina metalurgică „Komunard" a fost încercată o tehnologie industrială corespunzătoare pentru producţia unui nou material rezistent la coroziune — foi bimetalice de mare gabarit formate din două straturi, stratul de placare fiind din nichel. Pachetele simetrice formate din patru straturi cu dimensiuni de 240 × 750 × 1 700 mm au fost încălzite şi apoi laminate la un laminor 2 800 mm pentru tablă groasă. Laminarea s-a făcut conform regimului folosit pentru un oţel obişnuit.

Dintr-un lot experimental-industrial de foi bimetalice cu dimensiunile de $11 \div 13 \times 500 \div 1\,700 \times 4\,000 \div 6\,000$ mm cu strat de placare din nichel cu grosimea de 2 mm, au fost construite aparate pentru industria chimică.

Proprietăţile mecanice, tehnologice şi corosive s-au menţinut satisfăcătoare: rezistenţa la rupere a fost de 32—46 kgfmm^2, alungirea relativă a fost de 23—32%, iar rezistenţa la forfecare între straturi a fost de 19—29 kgfmm^2.

Prin analiză metalografică şi spectrală s-a constatat o intensă difuziune a carbonului, siliciului, nichelului şi fierului într-un strat periferic cu grosimea de 30—35 μm.

Costul foilor bimetalice este de maximum 28% faţă de costul nichelului. În cazul înlocuirii nichelului prin bimetal se vor economisi circa 2 250 ruble/t; consumul de nichel se reduce deci cu 700 kg/t tablă.

Nou procedeu de fabricare a electrozilor fuzibili pentru cuptor în vid cu arc

În S.U.A. s-au efectuat încercări pentru a stabili o nouă metodă de fabricare a electrozilor fuzibili pentru cuptoarele încălzite în vid cu arc electric. Operaţiile necesare sînt aşezarea cap la cap a barelor, trecerea unui curent pînă la topirea suprafeţelor şi asamblarea lor prin presiune. Dacă barele sînt sudate cu arc electric, contactul dintre suprafeţe nu este suficient pentru a asigura o bună conductibilitate electrică; dacă sînt îmbinate prin filetare, prezintă o suprafaţă de contact suficientă, însă prelucrarea vanadiului este foarte costisitoare. Deşi încercările sînt în faza pilot, s-a sudat în 14 s, în atmosferă de argon, bare cu secţiunea pătrată de 6—40 cm^2, folosind o putere de 100 kVA.

Principalele avantaje ale acestui procedeu sînt calitatea sudurii şi timpul foarte scurt în care se efectuează sudarea.

Topirea vanadiului pur în cuptorul cu arc necesită curenţi foarte puternici, astfel încît îmbinarea pe o mare suprafaţă de contact trebuie să fie perfect executată, pentru ca pierderea de energie să aibă loc către extremitatea electrodului, în arc, îmbunătăţindu-se astfel randamentul.

Ghidarea benzii de metal pe un strat fluid

Pentru ghidarea benzii de metal este nevoie de un mare număr de role care trebuie să se rotească cu o viteză foarte mare, mai ales pentru tablele subţiri. În Anglia s-a pus la punct un dispozitiv care foloseşte un strat fluid între suprafaţa de ghidare şi banda de metal. Acest strat se obţine injectînd între cele două suprafeţe o anumită cantitate de gaz (sau de lichid) sub presiune redusă, formînd o zonă de suprapresiune.

De exemplu, pentru un dispozitiv de ghidare semicilindric de 0,60 m diametru, care suportă o bandă de tablă de 0,90 m lăţime, întinsă cu o forţă de 75 kg, este necesar un debit de aer de 26,5 m^3/min la o presiune de 685 mm col. apă.

Cu acest dispozitiv se reduc considerabil pierderile prin frecare şi se înlătură rolele care au un moment de inerţie mare, realizîndu-se astfel o reducere a puterii necesare pentru deplasarea benzii. În afară de aceasta, folosind acest dispozitiv, banda nu este atît de întinsă şi nevenind în atingere cu dispozitivul de ghidare, nu-şi deteriorează suprafaţa.

Liteinoe proizvodstvo nr. 3/1963. *I. Ô. Ţîpin* — Consfătuirea unională tehnico-ştiinţifică despre teoria şi practica obţinerii pieselor turnate din fontă cu grafit nodular; *A. Vetişka* şi *G. M. Orlov* — Presarea cu viteză mare a formelor de turnare; *I.L. Reva* — Perfecţionarea tehnologiei turnării în forme ceramice; *V.R. Rovkaci* şi colab. — Turnarea în cochile de aluminiu a pieselor de fontă cu pereţi groşi; *I. E. Moşkevici* şi colab. — Perfecţionarea planificării producţiei în turnătoriile uzinelor metalurgice; *V. M. Şestopal* — Rezultatele consfătuirii tehnico-ştiinţifice asupra specializării şi proiectării turnătoriilor şi uzinelor; *P. N. Aksenov* şi colab. — Automatizarea procesului de topire al fontei în cubilou cu încărcare continuă; *I. A. Gnezdilov* — Influenţa adaosurilor mici de magneziu, mangan, siliciu, aluminiu, titan asupra gradului de saturaţie cu gaze a nichelului, *V. M. Krivoşeev* — Instalaţie pentru obţinerea CO în turnătorii; *N. T. Jarov* — Expoziţia internaţională de turnătorie; *D. A. Lurie* şi *Z. L. Ghinzburg* — Cubilou cu aer preîncălzit, arderea completă a gazelor şi curăţirea lor; *V. M. Kainov* — Turnarea automată sub presiune a aliajelor de aluminiu; *L. M. Marienbah* şi *A. A. Cernîi* — Modele de cubilouri cu diferite profile interioare; *P.G. Berezin* şi colab. — Grafit în rozete în structura bucşelor, turnate prin metoda centrifugală; *A. N. Smoliakov* şi *V. G. Şian* — Starea termică a formelor metalice la turnarea centrifugală a ţevilor; *P. P. Berg* şi *P. V. Semenov* — Folosirea materialelor pulverulente la turnarea centrifugală, *P. I. Vaşin* — Comportarea materialelor formei la contactul cu metalul topit; *I. I. Horosev* — Încălzirea înceată la recoacerea fontei maleabile; *A. V. Kurdiumov* şi *N. N. Frolov* — Despre durata efectului de modificare la menţinerea aliajului A.L.4 în vid; Schimb de experienţă: Turnarea cilindrului de aluminiu cu bucşă de fontă pentru motoarele motocicletelor; Folosirea aliajelor secundare de magneziu la producerea fontei cu grafit nodular; Prevenirea rebuturilor datorită retasurii; Îndepărtarea defectelor pieselor turnate din oţel cu flacără oxiacetilenică; Maşină pentru dezbaterea lingourilor de fontă; Pregătirea garniturii-model din masă plastică; Creuzet de fontă cu durabilitate ridicată; Mecanizarea încărcării cubilourilor şi a depozitului în condiţiile turnătoriilor mijlocii; Despre proba spirală tehnologică pentru determinarea fluidităţii.

Fonderie nr. 204/1963. *P. Bastien* şi colab. — Fluiditatea şi viscozitatea; *P. Nicolas şi M. Martin* — Impurificarea atmosferei cu fumul cubilourilor. Desprăfuirea lui; *E. Plénard şi G. Sciama* — Contracţia şi deformările fontei cenuşii supuse eforturilor de încovoiere; Note bibliografice: Controlul rapid al compoziţiei unei fonte hipoeutectice de cubilou cu ajutorul curbei de solidificare; Piese de mari dimensiuni din aluminiu, turnate în cochile.

Giesserei nr. 4/1963. *G. J. Cox* — Influenţa compoziţiei chimice asupra structurii şi proprietăţilor mecanice ale fontei cu grafit nodular în stare brută turnată şi în stare recoaptă; *H. Zeuner* — Situaţia actuală a controlului calităţii în turnătorii cu observaţia specială a procedeelor de încercare rapidă; *L. Frede* — Performanţe obţinute la concursul tinerilor formatori din Europa; **nr. 5/1963.** *W. W. Magers* — Lianţi pentru nisipuri de formare pe bază de răşini sintetice cu întărire la cald sau la rece; *F. Hofmann* — Stabilitatea termică a bentonitelor şi importanţa sa pentru amestecurile cu bentonită; W. Venus — Situaţia actuală şi tendinţele de dezvoltare a maşinilor de turnare sub presiune.

BCIRA nr. 2/1963. *F. K. Garman* — Folosirea fişelor de producţie şi a diagramelor de flux; *C. T. Moore* — Încercări de răcire în nisip fluidizat la obţinerea fontei maleabile cu inimă neagră perlitică; *N. E. L. Nicholas* — Influenţa mărimii cocsului asupra proprietăţilor fontei obţinută în cubilou cu aer rece; *G. N. Gilbert* şi *D. G. White* — Proprietăţi mecanice ale fontei nodulare tratate termic pentru obţinerea structurilor feritice şi martensitice de revenire; *D. G. White* — Rezistenţa la creştere şi oxidare a fontelor cu grafit interdendritic şi lamelor normal; *W. E. Clarke* — Probe de fontă cenuşie pentru analize chimice şi spectrografice; *M. J. Cooper* şi *W. A. Parsons* — Proprietăţile probelor de amestec de formare luate din diferite poziţii dintr-o instalaţie mecanică de preparare.

Fonderia nr. 2/1963. *G. Barcheisi* — Unele aspecte ale fontei cenuşii cu grafit nodular; Rafinarea grăuntelui în timpul solidificării într-un cîmp electromagnetic rotativ; *N. Kayana şi H. Okita* — Studiul asupra formei şi poziţiei turnării în ploaie; Alimentarea automată a cubiloului; Oxidul de fier în nisipul de formare; Călirea inversă la fonta cenuşie: Dezvoltarea şi progresele turnătoriei Tedesco la ultimul congres de la Düsseldorf; *D. F. Rebua* — 200 miliarde investite în industria siderurgică italiană; Calcule simplificate pentru proiectarea unui cuptor de uscat în turnătorie; *H. D. Merchant* — O nouă concepţie în metalurgia fontei; Fonta maleabilă cu bismut; Însemnări despre tratamentul termic al aliajelor uşoare.

Revue de Metalurgie nr. 1/1963. *P. Emery* — Dare de seamă a zilei a doua asupra îmbogăţirii minereurilor de fier franţuzeşti; *J. Astier* — Folosirea concentratelor; *A. Rist* şi *G. Bonnivard* — Reducerea patului de oxid de fier cu gaz. Studiul teoretic în ipoteza vitezei infinite de reacţie; *P. Chauzat* şi colab. — Injectarea pneumatică a cărbunilor uscaţi în furnalul nr. 2 al companiei furnalelor din Chasse; *B. Fasar şi J. C. Albert* — Studiu experimental de aplatizare şi flexionare a cilindrilor în laminarea la rece a produselor plate; *P. Bastien* — Oţelul cu 9% nichel pentru stocarea gazului natural lichefiat. Introducere; *C. Roques* şi *J. Dollet* — Oţelul cu 9% Ni pentru stocarea gazului natural lichefiat. Proprietăţi metalurgice: influenţa asupra sudabilităţii; *H. Rappenne* — Oţelul cu 9% Ni pentru stocarea gazului natural lichefiat. Probleme de sudare şi construcţie; *J. Pitaud* — Oţelul cu 9% Ni pentru stocarea gazului natural lichefiat: Operaţia „cryogenics"; **nr. 2/1963** *J. Dumont-Fillon* şi colab. — Determinarea continuă a conţinutului de carbon al băii în procedeele de afinare cu oxigen pur; *L. Colombier* — Progrese recente în aplicarea vidului în metalurgie; *Mlle Schoendoerffer* — Evoluţia problemelor produselor refractare ale furnalelor din 1959; *R. Castro* — Dezvoltarea şi evoluţia oţelurilor cu rezistenţă mecanică la cald; *A. von den Steinen* — Contribuţii la studiul influenţei compoziţiei şi tratamentului termic asupra caracteristicilor oţelurilor de construcţie de înaltă rezistenţă; *A. R. G. Brown* şi colab. — Studiul aliajelor titan-aluminiu cu bor şi carbon; *L. Alfille* şi colab. — Transformarea magneziului şi aliajelor sale în tablă subţire prin tehnica derulării; *E. Keil* — Oţeluri de înaltă rezistenţă. Rezultatele încercărilor statice şi dinamice asupra oţelului cu Cr—Ni—Mo—V pentru construcţii uşoare de mare rezistenţă.

Hutnické Listy nr. 1/1963. *M. F. Kessler* — Baza de materii prime, dezvoltarea şi perspectivele de producere a cocsului metalurgic; *K. Scheidig* şi *G. Gruson* — Anumite relaţii între mersul furnalului şi proprietăţile cocsului; *T. Myslivec* şi *J. Chvojka* — Producerea oţelurilor Martin cu conţinut mediu de elemente de aliere şi influenţa tehnologiei de producere asupra calităţii lor; *L. Skovajsa* — Problemele duratei şi întreţinerii unei căptuşeli bazice în cuptoarele Martin; *M. Vojtovič şi M. Zidek* — Influenţa temperaturilor de ambutisaj final asupra proprietăţilor fundurilor cazanelor fabricate din oţel cu conţinut scăzut de carbon; *R. Strubl* — Perspectivele utilizării minereurilor din Chvalex; *L. Hyspecká* şi colab. — Tratamentul termic al oţelurilor de construcţie.

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, str. Ion Ghica nr. 3, raion Tudor Vladimirescu, telefon: 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 026.002 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, M.M.C.M. — Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informaţia str. Brezoianu nr. 23—25 Bucureşti, c. 2549

12 rue de Metz — Courbevoie (Seine) — FRANCE
Telefon: DEF. 42—60

SECIM

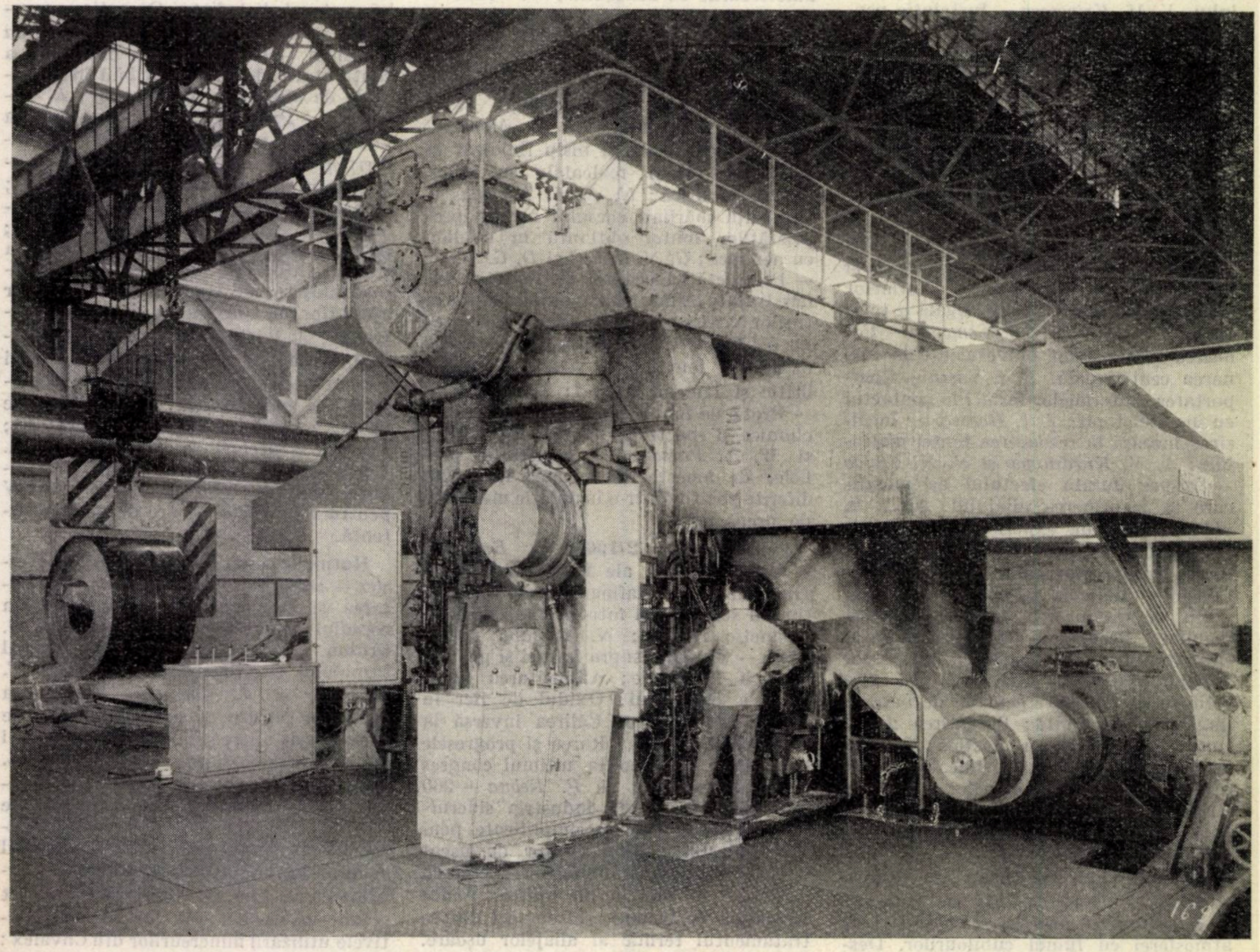
SECȚIA LAMINOARE

Etablissements

Delattre & Frouard

Réunis

Un laminor combinat cvarto reversibil pentru laminarea la rece și Skin-pass de 420-520-1 350 x 1 375, pentru benzi de oțel moale.



Grupul DELATTRE & LEVIVIER, în afară de laminoare, construiește:
Instalații pentru îmbogățirea, prepararea și aglomerarea minereurilor.
Instalații complete pentru furnale și oțelării.
Cilindri de laminoare, aparate de ridicat, instalații pentru energie nucleară, petrochimie și de răcire a aerului, construcții metalice, gazometre, material de cablare.

Pentru echipamente siderurgice, se va adresa la:

SIDEXPORT
30 rue de La Boétie
PARIS (VIIIe)

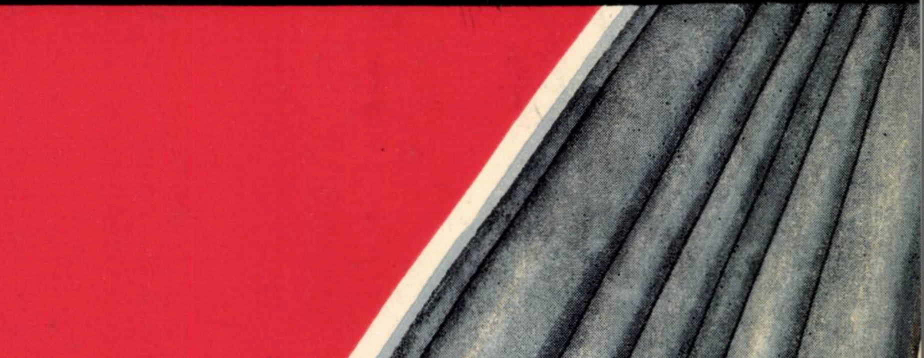
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR
DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
963

Fabrica de țevi

REPUBLICA

produce:

- **Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru industria petrolieră**
- **Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru prospecțiuni geologice**
- **Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcții**
- **Țevi rotunde și profilate laminate la cald cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții**
- **Țevi cu diametrul sub 6″, pentru instalații de apă, gaz și abur**



COMBINATUL SIDERURGIC
HUNEDOARA

PRODUCE ȘI LIVREAZĂ:
profile laminate grele, mijlocii
și fine, sîrmă, benzi, toată
gama de semifabricate din
oțeluri carbon și aliate

derivate chimice, apă amoniacală, sulfat de amoni
sulf, benzen, toluen, xilen, smoală, naftalină...

E 3280

METALURGIA

6

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XV • Nr. 6 • IUNIE 1963

uzinele

23 AUGUST

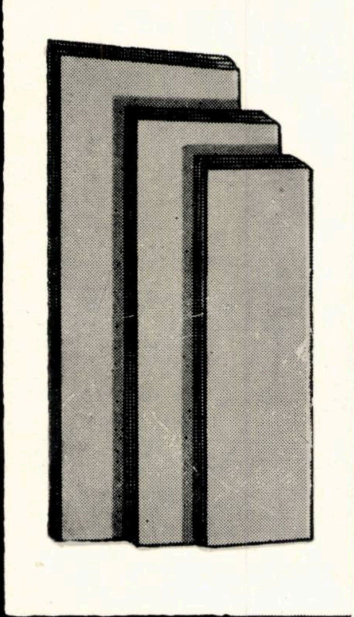
produc:

- **Piese turnate din oţel, pînă la 25 t/bucată**
- **Piese turnate din oţeluri refractare**
- **Piese turnate din oţel manganos**
- **Piese turnate din fontă**
- **Piese turnate din fontă modificată, pentru maşini-unelte**
- **Piese forjate liber**
- **Piese matriţate**
- **Oţeluri aliate pentru construcţii**
- **Oţeluri pentru scule, aliate şi rapide**

U23A

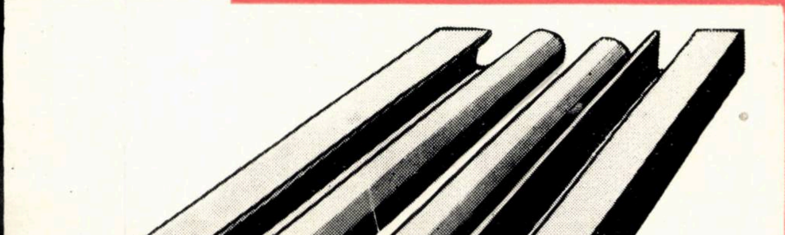
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

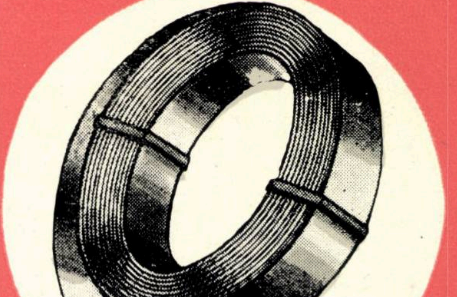
uzina OŢELUL ROŞU

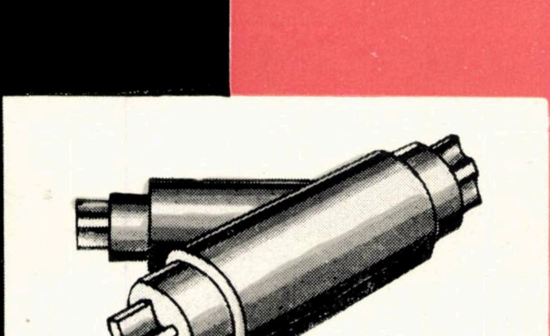


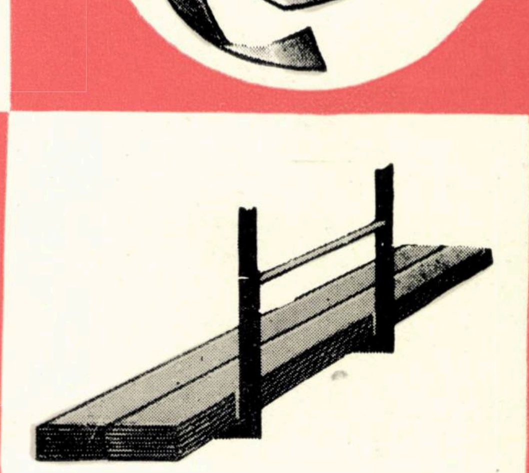
PRODUCE:

- Platine de oţel de 12,7 – 72 kg/m
- Ţagle plate de 13T/44; 160/32 şi 160/44 mm
- Ţagle 125 x 125 mm
- Tablă neagră de 0,5 – 1 mm grosime
- Tablă decapată de 0,5 – 4 mm grosime
- Table pentru construcţii mecanice, de 0,5 – 5 mm grosime
- Tablă silicioasă pentru industria electrotehnică, de 0,5 mm grosime
- Tablă zincată de 0,5 – 4 mm grosime
- Tablă zincată ondulată de 0,5 – 1,5 mm grosime
- Tablă neagră ondulată de 0,5 – 1,5 mm grosime
- Oţel beton de 30 – 40 mm diametru
- Oţel patrat de 8 x 8; 10 x 10 şi 12 x 12 mm
- Oţel semirotund 25 x 12,5 şi 38 x 19 mm
- Oţel lat de 20 – 40 mm lăţime şi 5 – 14 mm grosime
- Oţel lat pentru piuliţe OLF-OL38 de 17,5 x 9,5 şi 38 x 20 mm
- Oţel H pentru butoaie metalice de 32 x 23 x 5 mm
- Oţel T_4
- Oţel trapezoidal de 28 x 2,5 x 1,5 mm
- Cilindri turnaţi din fontă: cu crustă dură şi semidură
- Piese turnate din oţel şi alte metale
- Var gras industrial
- Oxigen tehnic
- Dolomită calcinată
- Tuburi flexibile pentru semănători

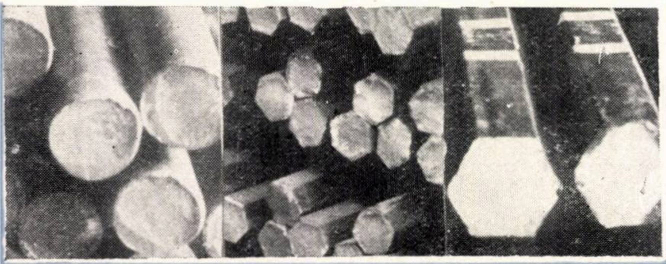






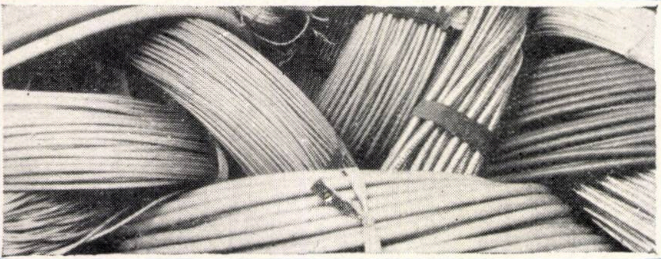


PRODUSE METALURGICE

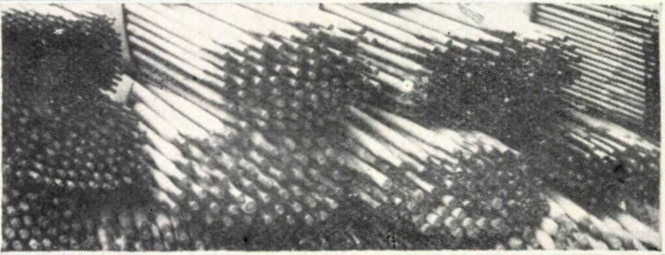


Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri de carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale.
Bare trase • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.

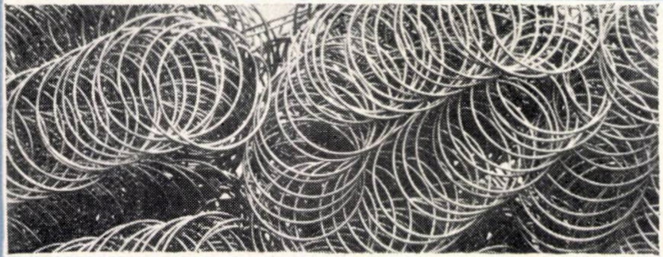
Cuie • de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.



Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac.
Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV • **Bandă izolatoare.**



Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi, pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi fonte.



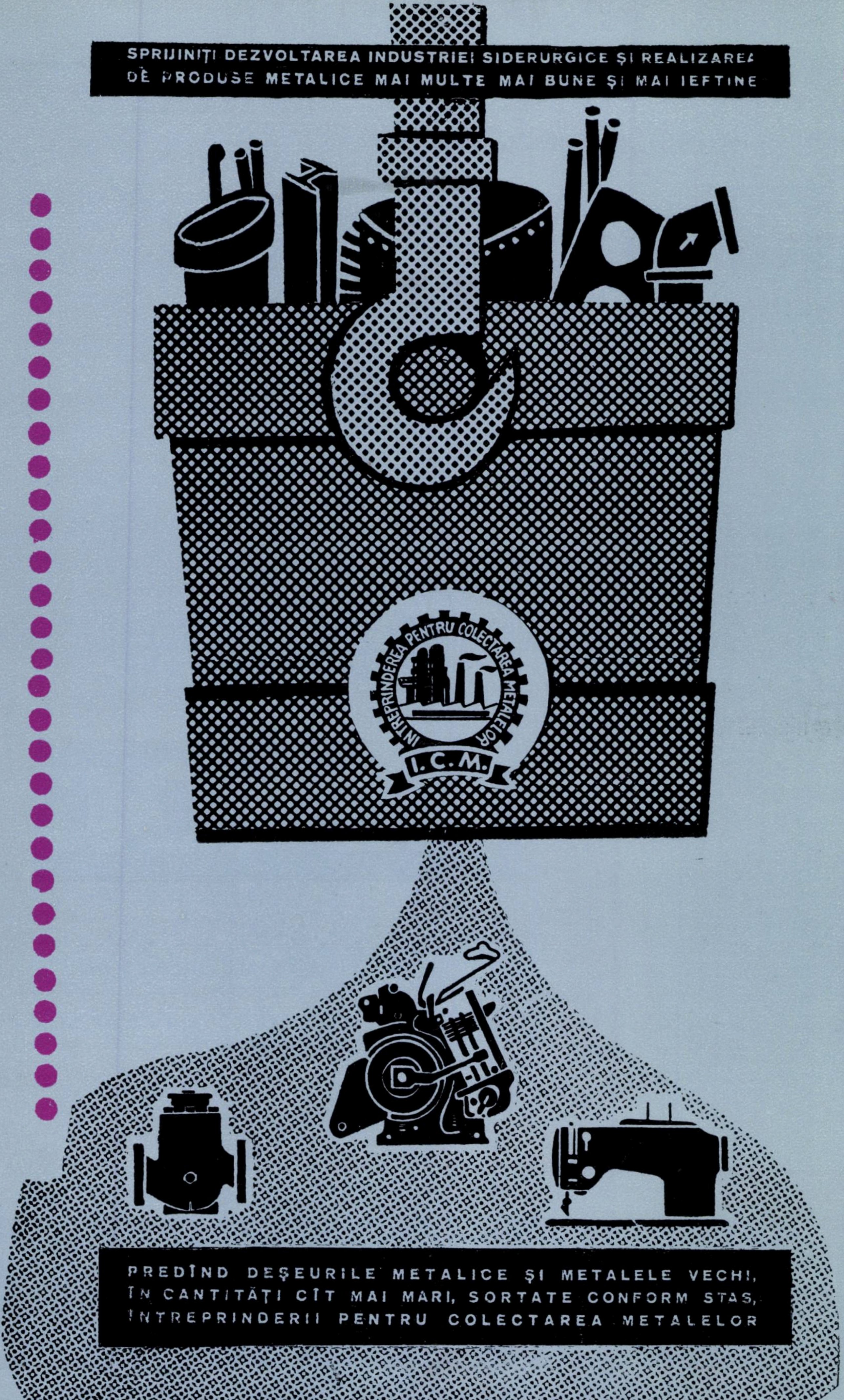
Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale din sîrmă de oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.

Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite intrebuinţări.
Sîrme trase neferoase • din cupru, şi din alamă.
Sîrme zincate • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.

INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA – TURZII ● STR. MALINOVSKI Nr. 133 ● TELEFON: 2, 9, 14 şi 32 ● REG. CLUJ

SPRIJINIŢI DEZVOLTAREA INDUSTRIEI SIDERURGICE ŞI REALIZAREA DE PRODUSE METALICE MAI MULTE MAI BUNE ŞI MAI IEFTINE


ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR
I.C.M.

PREDÎND DEŞEURILE METALICE ŞI METALELE VECHI, ÎN CANTITĂŢI CÎT MAI MARI, SORTATE CONFORM STAS, ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR

VELA

Păstrarea nuanței la 140°C
Rezistență la intemperii
Duritate
Elasticitate
Luciu

EMAILURI

HEXOL

PENTRU ORICE OBIECTE METALICE
USCARE 20′ LA 140°C, ÎN CUPTOR

FABRICA DE LACURI ŞI VOPSELE

TIMIŞOARA • STR. PENEŞ CURCANUL Nr. 5 • TELEFON 25-71

METALURGIA

Anul 15 nr. 6 iunie 1963

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Marcu, P. şi *Gheorghiu, C.* : **Aliaj de aluminiu pentru turnarea pieselor sub presiune** 385

Rosenthal, G. şi *Carp, M.* : **Asupra cromizării pieselor de oţel şi fontă** 387

Kozak, R. : **Metode de îmbunătăţire a proprietăţilor mecanice ale sîrmelor de înaltă rezistenţă, trase la rece** 392

Oros, Gh., *Rizescu, C.*, *Tudose, M.* şi *Ursu, V.* : **Metode tehnologice noi privind încălzirea cuptoarelor Martin cu bolţi silica** 396

REALIZĂRI TEHNICE

Mihet, G. : **Forjarea corpurilor de înaltă presiune** . . . 403

Boboş, I. : **Perfecţionarea procedeului de turnare în forme întărite cu CO_2** 406

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Murguleţ, N. : **Avantajele folosirii dolomitei în siderurgia R.P.R.** 412

EXTRASE

Mecanizarea şi automatizarea lucrului în forjele grele. Influenţa tratamentului termomecanic asupra rezistenţei la oboseală a oţelului de arcuri. Metoda obţinerii oţelului de înaltă rezistenţă. Oxidarea şi decarburarea oţelurilor în cuptoarele cu flacără. . . . 416

Recenzii 424

Cronică 425

Revista revistelor 427

Informaţii 429

Invenţii 430

CZ 621.746.58.019.715

Marcu, P. şi *Gheorghiu, C.* : **Aliaj de aluminiu pentru turnarea pieselor sub presiune.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 385–387

Se prezintă unele rezultate privind aliajul de aluminin complex cu zinc, care se pretează la turnarea de piese sub presiune şi care, pentru realizarea unor caracteristici mecanice corespunzătoare s-a constatat că nu este necesar să fie supus tratamentului termic. Se arată avantajele tehnologice pe care le prezintă aliajul în producţie.

CZ 621.785.51

Rosenthal, G. şi *Carp, M.* : **Asupra cromizării pieselor de oţel şi fontă.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 387–392

Oţelurile cromizate au rezistenţa la coroziune mai mare decît oţelurile cromate electrolitic şi oţelurile netratate termochimic, în diferite medii : soluţii de acid azotic, mediu de ceaţă salină, mediu cu umiditate şi temperatură ridicată.

CZ 621.771.3 : 693.56

Kozak, R. : **Metode de îmbunătăţire a proprietăţilor mecanice ale sîrmelor de înaltă rezistenţă, trase la rece.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 392–396

Se arată condiţiile tehnologice şi tehnica producţiei la sîrme cu rezistenţă mărită, folosite în construcţiile pretensionate.

CZ 669.183.211.36 : 666.763.6

Oros, Gh., *Rizescu, C.*, *Tudose, M.* şi *Ursu, V.* : **Metode tehnologice noi privind încălzirea cuptoarelor Martin cu bolţi silica.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 396–402

Ciclurile de încălzire realizate în condiţii bune de durabilitate a zidăriei au demonstrat că durata totală a încălzirii cuptorului Martin cu bolţi de cărămizi silica poate fi redusă la 12–36 h, în funcţie de construcţia cuptorului şi de caracterul reparaţiei.

CZ 621.73 : 621.642

Mihe ţ, G. : **Forjarea corpurilor de înaltă presiune.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 403–406

Se tratează problema tehnologiei de forjare a mantalei cilindrice pentru un separator de amoniac care lucrează la presiuni ridicate de 425 at, analizîndu-se pe larg cele două faze de lucru : pregătirea lingoului în vederea forjării pe dorn şi forjarea prin întindere pe dorn.

CZ 621.744.58.045

Boboş, I. : **Perfecţionarea procedeului de turnare în forme întărite cu CO_2.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 406–411

Se arată căile de micşorare a preţului de cost al pieselor turnate în forme-coji întărite cu CO_2, folosind instalaţii îmbunătăţite, amestecuri şi vopsele mai corespunzătoare.

CZ 669.1(R) : 666.763.42

Murguleţ, N. : **Avantajele folosirii dolomitei în siderurgia R.P.R.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 412–416

Se analizează din punct de vedere tehnico-economic posibilitatea înlocuirii materialelor refractare deficitare de magnezită şi cromomagnezită cu produse dolomitice, în diferitele sectoare ale siderurgiei.

ДК 621.746.58.019.715

Марку П. и *Георгиу К.*: **Алюминиевый сплав для отливки деталей под давлением.**

Metalurgia 15 (1963), № 6, стр. 385–387

Приводится ряд результатов относительно комплексного алюминиево-цинкового сплава, пригодного для отливки деталей под давлением. При этом установлено, что для получения соответствующей механической характеристики этот сплав не должен быть подвергнут термообработке. Указываются технологические преимущества этого сплава на производстве.

ДК 621.785.51

Розенталь Г. и *Карп М.*: **Хромизирование стальных и чугунных деталей.**

Metalurgia 15 (1963), № 6, стр. 387–392

Хромизированные стали отличаются более высокой антикоррозивной стойкостью чем электролитически хромированные стали и стали неподвергнутые термохимической обработке, в различных средах: растворы азотной кислоты, среда соляного тумана, среда с высокой влажностью и температурой.

ДК 621.771.3 : 693.56

Козак Р.: **Методы усовершенствования механических свойств высокопрочной холоднотянутой проволоки.**

Metalurgia 15 (1963), № 6, стр. 392–396

Показаны технологические условия и техника производства высокопрочной проволоки, используемой для изготовления предварительно напряженных строительных деталей.

ДК 669.183.211.36 : 666.763.6

Орос Г., *Ризеску К.*, *Тудосе М.* и *Урсу В.*: **Новые технологические методы подогрева мартеновских печей со сводами из динасового кирпича.**

Metalurgia 15 (1963), № 6, стр. 396–402

Циклы подогрева осуществляемые в удовлетворительных условиях долговечности кладки показали, что общая продолжительность подогрева мартеновкой печи с динасовым сводом может быть сокращена до 12—36 часов, в зависимости от конструкции печи и характера ремонта.

ДК 621.73 : 621.642

Михец Г.: **Ковка корпусов высокого давления.**

Metalurgia 15 (1963), № 6, стр. 403–406

Рассматривается вопрос технологии ковки цилиндрического кожуха для аммиакального сепаратора, работающего под высоким давлением 425 атм, причем подробно анализируются обе рабочие фазы: подготовка слитка для ковки на оправке и ковка натягиванием на оправке.

ДК 621.744.58.045

Бобош И.: **Усовершенствование способа отливки в формах, упрочненных CO_2.**

Metalurgia 15 (1963), № 6, стр. 406–411

Указаны способы снижения себестоимости деталей отлитых в формах, упрочненных CO_2 посредством использования усовершенствованных установок и более подходящих смесей и красок.

ДК 669.1(R) : 666.763.42

Мургулец Н.: **Преимущество использования доломита в румынской металлургической промышленности.**

Metalurgia 15 (1963), № 6, стр. 412–416

С технико-экономической точки зрения анализируется возможность замены дефицитарных магнезитовых и хромомагнезитовых огнеупорных материалов изделями из доломита в различных секторах черной металлургии.

DK 621.746.58.019.715

Marcu, P. und *Gheorghiu, C.* : **Aluminiumlegierungen für Druckgussteile.**

Metalurgia 15 (1963), H. 6, S. 385−387

Es werden einige Ergebnisse bei der Verwendung von komplexen Aluminium-Zink-Legierungen dargelegt, die sich für den Druckguss eignen und die zur Erzielung von entsprechenden mechanischen Kenndaten nicht einer thermischen Behandlung unterzogen werden müssen. Ferner werden die technologischen Vorteile der Legierung für die Produktion hervorgehoben.

DK 621.785.51

Rosenthal, G. und *Carp, M.* : **Über das Inchromieren der Werkstücke aus Stahl und Gusseisen.**

Metalurgia 15 (1963), H. 6, S. 387−392

Die inchromierten Stähle sind korrosionsfester als die elektrolytisch verchromten Stähle und Stähle die nicht einer thermischen und chemischen Behandlung unterworfen wurden und zwar in verschiedenen Medien : Stickstoffsäurelösungen, salzhaltiger Nebel, Feuchtigkeit und hohe Temperaturen.

DK 621.771.3 : 693.56

Kozak, R. : **Verfahren zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften der kaltgezogenen Drähte von hoher Festigkeit.**

Metalurgia 15 (1963), H. 6, S. 392−396

Der Verfasser beschreibt die technologischen Bedingungen und die Produktionstechnik der Drähte mit erhöhter Festigkeit für vorgespannten Bauteile.

DK 669.183.211.36 : 666.763.6

Oros, Gh., *Rizescu, C.*, *Tudose, M.* und *Ursu, V* : **Neue technologische Verfahren bei der Heizung der Martinöfen mit Silikakuppel.**

Metalurgia 15 (1963), H. 6, S. 396−402

Die Beheizungszyklen unter guten Dauerhaftigkeitsbedingungen des Mauerwerks haben gezeigt, dass die volle Beheizungsdauer des Martinofens mit Silika—Futter auf 12—36 Stunden im Verhältnis zur Bauweise des Ofens und der Art der Reparatur herabgesetzt werden kann.

DK 621.73 : 621.642

Miheț G. : **Das Schmieden der Hochdruckkörper.**

Metalurgia 15 (1963), H. 6, S. 403−406

Der Aufsatz behandelt die Technologie des Schmiedes des zylindrischen Mantels eines Ammoniakseparators, der bei einem Druck bis 425 at arbeitet, wobei eingehend die zwei Arbeitsphasen analysiert werden : die Vorbereitung des Blocks für das Schmieden am Dorn und das Schmieden durch Stauchung am Dorn.

DK 621.744.58.045

Boboș, I. : **Die Vervollkommnung des Gussverfahrens im mit CO_2 verfestigten Formen.**

Metalurgia 15 (1963), H. 6, S. 406−411

Es werden die Wege zur Herabsetzung des Selbstkostenpreises der im mit CO_2 verfestigten Schalenformen gegossenen Werkstücke durch Verwendung verbesserter Anlagen, Gemische und entsprechenderen Farben angezeigt.

DK 669.1(R) : 666.763.42

Murguleț, N. : **Die Vorteile der Verwendung des Dolomits im Hüttenwesen der RVR.**

Metalurgia 15 (1963), H. 6, S. 412−416

Vom technischen und wirtschaftlichen Standpunkt werden die Möglichkeiten analysiert, die kostspieligen feuerfesten Baustoffe Magnesit-und Chrommagnesitsteine durch Dolomiterzeugnisse in verschiedenen Sektoren des Hüttenwesens zu ersetzen.

DC 621.746.58.019.715

Marcu, P. and *Gheorghiu, C.* : **Aluminium alloy for die casting of pieces.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 385–387

Some data are given concerning the complex aluminium — zinc alloy which is suited to die casting of pieces. Adequate mechanical characteristics may be obtained without subjecting it to a heat treatment. The technological advantages derived from the use of this alloy for production purposes are pointed out.

DC 621.785.51

Rosenthal, G. and *Carp, M.* : **Concerning the chromization of steel and cast iron pieces.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 387–392

Chromized steels have a higher corrosion resistance than electrolytically chromium plated steels and thermochemically untreated steels, in different media such as nitric acid solutions, alkaline mist, high moisture and temperature conditions.

DC 621.771.3 : 693.56

Kozak, R. : **Some methods of improving the mechanical properties of cold-stretched highly resistant wires.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 392–396

The author describes the technological conditions and production technics concerning the wires with increased resistance used in pre-stressed constructions.

DC 669.183.211.36 : 666.763.6

Oros, Gh., *Rizescu C.*, *Tudose, M.* and *Ursu, V.* : **New technological methods regarding the heating of open-hearth furnaces with silica vaults.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 396–402

The heating cycles achieved under good durability conditions of masonry have demonstrated that the total duration of heating may be reduced by 12—36 h in the case of open-hearth furnace with silica brick vaults depending on the construction of furnace and character of the repair.

DC 621.73 : 621.642

Miheţ, G. : **The forging of high-pressure bodies.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 403–406

The paper discusses some problems relating to the forging technology of the cylindrical jacket for an ammonium separator working at high pressures (425 at). A detailed analysis is devoted to the two working stages, namely the ingot preparation for mandrel forging and forging by drawing on mandrel.

DC 621.744.58.045

Boboş, I. : **Improving the casting technique in moulds reinforced with CO_2.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 406–411

The ways are shown of cutting down the cost price of pieces cast in crust-moulds reinforced with CO_2 by using improved equipment and more adequate mixtures and dyestuffs.

DC 669.1(R) : 666.763.42

Murguleţ, N. : **The advantages of using dolomite in the ferrous metallurgy of the R.P.R.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 6, p. 412–416

The possibility is analysed from the technical and economic viewpoint of replacing the scarce refractory magnesitic and chrommagnesitic materials with dolomitic products in different fields of ferrous metallurgy.

CD 621.746.58.019.715

Marcu, P. et *Gheorghiu, C.* : **Alliage d'aluminium pour la coulée des pièces sous pression.**

Metalurgia 15 (1963), no. 6, p. 385–387

On donne quelques détails concernant l'alliage complexe d'aluminium et de zinc qui peut être employé pour la coulée des pièces sous pression et qui, si l'on veut obtenir des caractéristiques mécaniques adéquates, ne doit pas être soumis au traitement thermique. On montre les avantages technologiques présentés par l'alliage dans la production industrielle.

CD 621.785.51

Rosenthal, G. et *Carp, M.* : **Sur le chromage par diffusion des pièces en acier et en fonte.**

Metalurgia 15 (1963), no. 6, p. 387–392

Les aciers chromés par diffusion ont une plus grande résistance à la corrosion que les aciers qui ont subi le chromage électrolytique ou ceux qui n'ont pas été soumis au traitement thermochimique. Les expériences ont été faites dans des solutions d'acide azotique, dans des brouillards salins, dans des milieux de grande humidité et de haute température.

CD 621.771.3:693.56

Kozak, R : **Méthodes pour l'amélioration des propriétés mécaniques des fils métalliques très résistants, tréfilés à froid.**

Metalurgia 15 (1963), no. 6, p. 392–396

On précise les conditions technologiques et la technique de la production des fils métalliques très résistants, utilisés dans les constructions précontraintes.

CD 669.183.211.36 : 666.763.6

Oros, Gh., *Rizescu, C.*, *Tudose, M.* et *Ursu, V.* : **Nouvelles méthodes technologiques pour le chauffage des fours Martin à voûte de briques de silica.**

Metalurgia 15 (1963), no. 6, p. 396–402

Les cycles de chauffage réalisés dans une maçonnerie durable ont démontré que la durée totale de chauffage du four Martin à voûte de briques de silica peut être réduite à 12—36 h, en fonction de la construction du four et du caractère de la réparation.

CD 621.73 : 621.642

Miheţ, G. : **Le forgeage des pièces soumises aux hautes pressions.**

Metalurgia 15 (1963), no. 6, p. 403–406

On étudie la technologie du forgeage de la chemise cylindrique d'un séparateur d'ammoniaque qui fonctionne à haute pression (425 at) ; on analyse largement les deux phases de travail : la préparation du lingot pour le forgeage sur poinçon et le forgeage par allongement sur poinçon.

CD 621.744.58.045

Boboş, I . : **L'amélioration de la coulée en moules durcis à l'aide du bioxyde de carbone.**

Metalurgia 15 (1963), no. 6, p. 406–411

Sont expliquées les possibilités de réduction du prix de revient des pièces coulées en moules durcis à l'aide du bioxyde de carbone, en utilisant de meilleures installations, des mélanges et des teintures plus adéquates.

CD 669.1(R): 666.763.42

Murguleţ, N. : **Les avantages présentés par l'utilisation de la dolomite dans la sidérurgie roumaine.**

Metalurgia 15 (1963), no. 6, p. 412–416

On examine, du point de vue technique et économique, le remplacement des matériaux réfractaires manquants (magnésite et chromomagnésite) par des produits dolomitiques, dans les différents secteurs de la sidérurgie.

METALURGIA

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI ŞI
AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.

ANUL 15
Nr. 6
BUCUREŞTI
IUNIE
1963

STUDII ŞI CERCETĂRI EXPERIMENTALE

CZ 621.746.58.019.715

Aliaj de aluminiu pentru turnarea pieselor sub presiune

Ing. P. MARCU şi ing. C. GHEORGHIU*
Institutul de cercetări metalurgice

În vederea îmbunătăţirii fabricaţiei pieselor turnate sub presiune s-a studiat un aliaj complex de aluminiu care, prin proprietăţile sale tehnologice şi mecanice, se pretează întocmai la această metodă de turnare.

Piesele turnate din noul aliaj — realizat pentru prima dată în ţară — sînt compacte şi au o asociaţie de proprietăţi mecanice cu valori înalte, faţă de acelea produse anterior din blocuri de silumin, fără să fie necesar tratamentul termic.

Pe baza experienţelor efectuate s-a stabilit compoziţia chimică optimă a aliajului: 7—9% Si; 9—11% Zn; 0,3—0,45% Cu; 0,4—0,6% Mg; 0,2—0,3% Mn, şi în rest Al.

Noul aliaj are o serie de proprietăţi care îl fac deosebit de avantajos pentru turnarea sub presiune şi la cochilie. Este caracterizat printr-o fluiditate foarte mare, nu aderă la cochilie şi nu este susceptibil de a forma crăpături la cald. De asemenea, nu formează retasuri interioare, iar în cursul procesului topirii are calitatea de a absorbi cantităţi foarte mici de gaze din atmosfera cuptorului şi din mediul înconjurător, ceea ce duce la obţinerea de piese sănătoase, lipsite de incluziuni de gaze.

Important pentru producţia de piese din acest aliaj este faptul că se pot utiliza în încărcătură deşeuri şi rebuturi fără a fi influenţată negativ calitatea; în comparaţie cu alte aliaje de aluminiu are o foarte bună prelucrabilitate.

Dezavantajele materialului studiat sînt rezistenţa mai mică la coroziune datorită prezenţei zincului şi posibilitatea utilizării sale numai pentru piese care lucrează pînă la 150°C, deoarece la temperaturi mai mari duritatea şi rezistenţa scad.

În vederea stabilirii compoziţiei şi a procesului tehnologic optim de elaborare şi turnare a aliajului, şi în vederea turnării sub presiune a pieselor, s-au efectuat o serie de elaborări în cuptorul cu creuzet de grafit încălzit cu gaz, iar turnarea s-a făcut în cochilii metalice răcite cu apă, pentru a reproduce în parte condiţiile de solidificare a pieselor la turnare sub presiune.

Topirea s-a executat sub flux protector de halogenuri alcaline, constituit din amestecul: 45% NaCl+45%KCl + 10% NaF.

Degazantul utilizat a fost hexacloretanul care s-a dovedit foarte eficace, barele obţinute fiind compacte, fără microretasuri şi incluziuni de gaze.

Determinarea conţinutului optim de zinc s-a făcut adăugînd progresiv 5, 7, 9, 10, 11, 14%, într-un aliaj de aluminiu cu 7% Si şi 0,5% Mg.

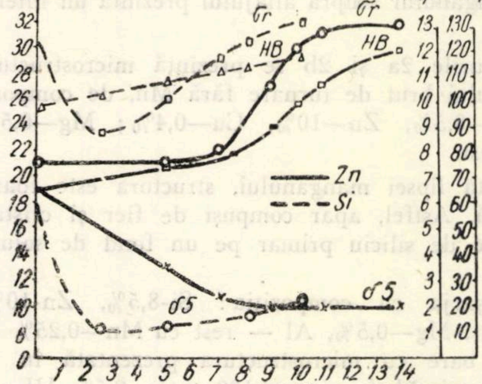


Fig. 1

Variaţia proprietăţilor mecanice ale aliajului în funcţie de procentul de zinc este prezentată în figura 1. Conţinutul optim de zinc în legătură cu influenţa sa asupra aliajului este de 9—11%.

---

* La lucrările executate în uzină a colaborat ing. *M. Rogozea.*

Pentru stabilirea efectului siliciului asupra aliajului de aluminiu cu 10% Zn și 0,6% Mg s-a adăugat pe rînd 2,5, 5, 7, 8 și 10% Si.

Din studiul proprietăților mecanice ale materialului în funcție de procentul de siliciu (fig. 1) și luînd în considerare și influența acestui element asupra proprietăților tehnologice s-a stabilit că conținutul cel mai indicat este de 7—9% Si.

După fixarea limitelor de compoziție s-au elaborat șarje de aliaje cu compoziția chimică stabilită, în vederea determinării parametrilor de elaborare și turnare.

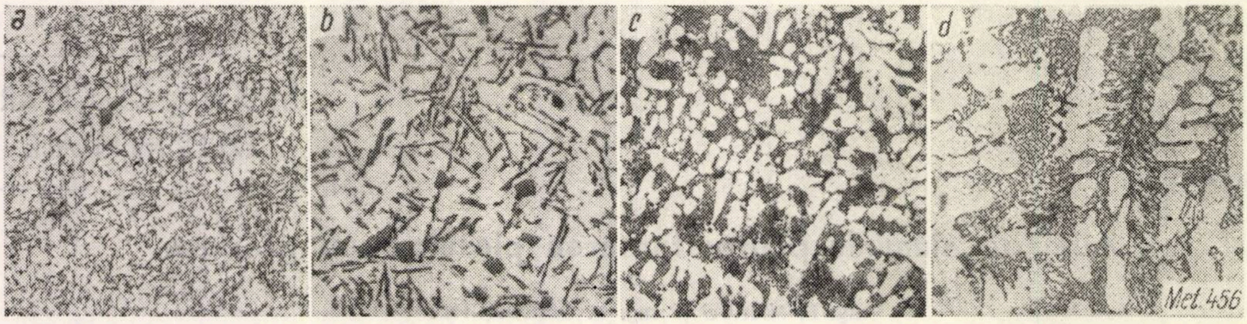


Fig. 2

În tot cursul experimentărilor s-a lucrat prin metoda cu prealiaje.

Baia s-a realizat cu circa 3/4 din cantitatea de aluminiu rezultată din calculul de șarjă, după care s-au introdus succesiv prealiajele în ordinea punctelor de topire. La sfîrșit, s-a adăugat restul de aluminiu. Degazarea s-a executat la circa 740°C. După introducerea hexacloretanului se lasă topitura în repaus circa 8 min pentru desfășurarea completă a reacției.

În cazul metodei statice s-a stabilit temperatura optimă de turnare de 700°C. Cochiliile s-au încălzit în prealabil la 200—250°C. S-a constatat că influența manganului asupra aliajului prezintă un interes deosebit.

În figurile 2a și 2b se prezintă microstructura materialului brut de turnare fără Mn, de compoziție: Si—8,5%, Zn—10%, Cu—0,4%; Mg—0,5%, Al — rest.

Datorită lipsei manganului, structura este foarte grosolană. Astfel, apar compuși de fier și cristale poliedrice de siliciu primar pe un fond de soluție solidă.

Din șarja cu compoziția: Si-8,5%, Zn-10%; Cu—0,4%, Mg—0,5%, Al — rest cu Mn—0,25% au rezultat bare cu microstructura prezentată în figurile 2c și 2d (a și c × 100, atac 0,5% HF; b și d × 300, atac 0,5 HF).

Pe fondul de eutectic apar cristale de soluție solidă α.

Solidificarea rapidă a aliajului în cochilia răcită cu apă are, de asemenea, un efect modificator asupra structurii sale și în special asupra amestecului eutectic (α + Si).

Valorile limită ale proprietăților mecanice ale aliajului în cele două variante de compoziție chimică (fără și cu mangan), în stare brută turnată, au fost cele arătate în tabela 1.

După cum se vede, manganul — influențînd structura — influențează favorabil și proprietățile mecanice.

În cursul experimentărilor s-a mai urmărit efectul tratamentului termic de îmbătrînire artificială la 165°C, timp de 12 h, aplicat pe aliaje cu și fără mangan.

Atît în cazul aliajului cu mangan cît și al celui fără mangan, microstructurile materialului tratat nu se deosebesc de cele ale materialului netratat.

Tabela 1

	σ_c, kgf/mm²	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %	$HB_{10/1000/30}$
Aliaj fără Mn	14—16	19—21	1,2—1,6	76,3—84,9
Aliaj cu Mn	22—23	28—30	1,4—1,6	105—102

În ceea ce privește proprietățile mecanice, de asemenea nu se remarcă deosebiri prea mari. Rezultatele limită obținute după tratament termic sînt arătate în tabela 2.

Tabela 2

	σ_r, kgf/mm²	δ_5, %	$HB_{10/1000/30}$
Aliaj fără Mn	18—21	1,4—1,6	72,4—75,5
Aliaj cu Mn	24—27	0,4—0,6	102—110

Prin tratamentul termic de îmbătrînire artificială se realizează mici modificări ale coeficienților de dilatație termică între 100—400°C la aliajul cu mangan (tabela 3).

Încercările pentru turnarea sub presiune a acestui material s-au făcut la o mașină Polak tip CLP-220.55.8 și au dat rezultate bune, obținîndu-se piese sănătoase, lipsite de defectele pe care le aveau la utilizarea altor aliaje, turnate sub presiune în aceleași condiții. La turnare a apărut necesitatea repetării operației de degazare la circa 30 min, topitura rămînînd timp îndelungat în cup-

Tabela 3

	$\alpha_{100°C}$	$\alpha_{200°C}$	$\alpha_{300°C}$	$\alpha_{400°C}$
Material netratat termic	$20,85 \times 10^{-6}$	$24,14 \times 10^{-6}$	$26,88 \times 10^{-6}$	$27,58 \times 10^{-6}$
Material tratat termic	$19,63 \times 10^{-6}$	$22,19 \times 10^{-6}$	$24,29 \times 10^{-6}$	$25,24 \times 10^{-6}$

tor. S-a stabilit că limitele optime de temperatură de turnare sînt 580—600°C.

Concluzii. Aliajul de aluminiu cu 7—9% Si, 9—11% Zn, 0,3—0,45% Cu, 0,4—0,6% Mg, 0,2—0,3% Mn prezintă proprietăți tehnologice și mecanice deosebite, eliminîndu-se necesitatea tratamentului termic după turnare. Prin buna sa fluiditate, prin capacitatea mică de a absorbi în stare topită gaze din atmosfera cuptorului prin susceptibilitatea mică de formare a microretasurilor, se pretează bine la turnarea sub presiune.

Aliajul poate fi extins și la turnarea obișnuită, în cochilie unde se obțin de asemenea rezultate corespunzătoare. Datorită proprietăților sale deosebite, aliajul studiat a fost asimilat și adoptat în fabricația curentă a Uzinei de mașini electrice București, ducînd la scăderea considerabilă a procentului de rebuturi.

CZ 621.785.51

Asupra cromizării pieselor de oțel și fontă

Ing. GABRIEL ROSENTHAL și MIRCEA CARP
I.T.C.M.E.

Cromizarea este un tratament termochimic care face parte din grupa tratamentelor superficiale și constă în îmbogățirea prin difuzie cu crom a suprafeței pieselor.

Prin tratamentul de cromizare se formează la suprafața pieselor un aliaj fier-crom care, după datele din literatura de specialitate, ajunge să conțină pînă la 60% crom.

Trebuie menționat că oțelul cromizat nu este numai un înlocuitor, ci are calități specifice superioare.

Ca și în cazul altor tratamente termochimice, cromizarea se poate face în fază solidă, lichidă sau gazoasă.

Pentru cromizarea în fază solidă se folosește praf de crom sau ferocrom sub formă de granule. Transportul cromului spre suprafața pieselor se face în faza gazoasă care ia naștere ca rezultat al volatilizării cromului la încălzirea sa la 1 000—1 200°C, prin contact direct între granulele de crom și suprafața pieselor. Acest procedeu este cunoscut de multă vreme, obținîndu-se însă rezultate nesatisfăcătoare privind adîncimea stratului cromizat și conținutul acestuia în crom.

O variantă modernă a acestui procedeu este cromizarea sub vid la care, datorită formării vidului în spațiul în care se produce cromizarea, are loc o volatilizare mai intensă a cromului. Date fiind însă instalațiile destul de complicate necesare, nici acest procedeu nu a găsit o largă aplicare în industrie.

Cromizarea în mediu lichid se produce prin scufundarea pieselor într-o topitură de sare. Dată fiind temperatura de 1 000—1 200°C la care se face cromizarea, amestecul de săruri are la bază $BaCl_2$, în care se adaugă clorură de crom $CrCl_2$. Deoarece clorura de crom nu se produce industrial, acest procedeu nu a găsit un domeniu larg de aplicare.

La cromizarea în mediu gazos, faza activă constă în compuși volatili ai cromului, ca $CrCl_2$, CrF_2, CrI_2 sau $CrBr_2$. Procedeul acesta de cromizare este cel mai răspîndit. Cromizarea în fază gazoasă se poate realiza fie prin procedeul combinat solid-gazos, în care caz gazele se obțin din pulbere și au un regim staționar, fie prin procedeul „în gaze", în acest caz realizîndu-se un curent continuu de gaze.

În încercările efectuate la I.T.C.M.E., cromizările s-au executat cu una dintre aceste două metode de cromizare în fază gazoasă.

În cele ce urmează vor fi redate rezultatele atît ale încercărilor la coroziune în soluție de acid azotic 25%, în mediu de ceață salină, în mediu cu temperatură și umiditate ridicată, cît și cele ale rezistenței la oxidare la temperatură ridicată a unor probe cromizate, comparativ cu probe cromate electrolitic și probe netratate din diferite oțeluri și fonte.

Pentru încercări la coroziune în soluție de acid azotic 25%, mediu de ceață salină și mediu cu temperatură și umiditate ridicată, au fost folosite probe din diferite oțeluri avînd forma unor pastile (fig. 1).

În tabela 1 sînt redate compoziția chimică și dimensiunile probelor tip pastilă.

Pentru determinarea rezistenței la oxidare la temperatură înaltă au fost folosite probe cilindrice (fig. 2), confecționate din oțel OLC16 și OLC45, și probe din fontă, cilindrice, cu diametrul de 10 mm și înălțimea de 12 mm.

În tabelele 2 şi 3 sînt trecute compoziţiile chimice ale probelor cilindrice din oţel şi, respectiv, ale probelor din fonte aliate.

Tabela 1

Nr. crt.	Marca oţelului	Diametrul probei, mm	Compoziţia oţelului, %						alte elemente
			C	Mn	Si	S	P	Cr	
1	OLC10	26	0,12	0,49	0,39	0,016	0,025	—	
2	OLC16	20	0,15	0,48	0,18	0,016	0,029	—	
3	RUL3	21	0,99	0,32	0,28	0,008	0,029	1,15	
4	OSC10	28	0,95	0,30	0,16	0,018	0,027	—	
5	13N15	14	0,13	0,30	0,23	0,010	0,030	—	Ni = 1,75
6	15MoC12	18	0,17	1,04	0,34	0,008	0,028	1,10	Mo = 0,35
7	41MoC11	20	0,41	0,76	0,24	0,006	0,024	1,25	Mo = 0,47
8	16MC10	16	0,16	1,09	0,33	0,008	0,018	1,12	
9	36MS12	28	0,36	1,35	1,18	0,006	0,028	—	
10	SOVC11	15	0,50	0,79	0,31	0,010	0,027	—	V = 0,10
11	OLC45	18	0,42	0,63	0,32	0,030	0,025	—	
12	C120	18	1,88	0,32	0,18	0,014	0 024	11,3	

Pentru compararea rezultatelor obţinute s-au folosit şi probe din diferite alte materiale.

În tabela 4 este dată compoziţia chimică a unor probe din diferite materiale folosite în încercări.

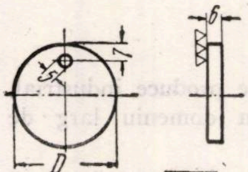


Fig. 1

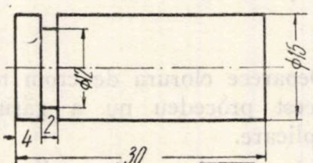


Fig. 2

Cromizările au fost făcute în amestecuri de pulberi şi prin procedeul cu curent continuu de gaze.

În cazul cromizării în amestecuri de pulberi s-a folosit amestecul cu 65% ferocrom, 30% caolin şi 5% clorură de amoniu.

Probele au fost împachetate, împreună cu pulberea de cromizare, în cutii închise etanş şi menţinute la temperatura de 1 100°C, timp de 4—6 h.

Tabela 4

Nr. crt.	Denumirea materialului	Compoziţia chimică, %							alte elemente
		C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	
1	Oţel Mahroti	0,60	1,5	14	0,04	0,04	17	—	Ti = 0,08
2	Oţel T30SC60	0,32	2,6	0,60	0,04	0,04	6,5	—	
3	Oţel 13C130	0,12	0,58	0,47	0,03	0,03	13,5	—	
4	Oţel 20C130	0,22	0,70	0,60	0,035	0,03	14	0,2	
5	Oţel 1H18N9	0,07	0,52	1,17	0,028	0,010	17,93	10,73	Ti = 0,45
6	×10CrAl18	0,12	1,00	0,54	0,030	0,027	18,00	—	Al = 1,00
7	Fontă cenuşie	3,45	2,05	0,43	0,071	0,012	—	—	

După răcirea cutiei, probele au fost scoase şi curăţate de urmele de praf de cromizare. La menţinerea de 4 h la 1 100°C s-au obţinut, la proba din OLC16, grosimi ale stratului cromizat de 0,035 mm.

În cazul cromizării prin metoda cu curent continuu de gaze, probele au fost împachetate într-o cutie împreună cu un amestec de ferocrom şi bucăţi de porţelan poros. Porţelanul poros are rolul de a reţine clorura de crom ($CrCl_2$) ce se formează. Prin cutie este trecut un curent de hidrogen care a barbotat, în prealabil, printr-un vas cu acid clorhidric fumans. În cutie se formează clorură de crom ($CrCl_2$). Procesul se desfăşoară la 1 050°C, cutia fiind menţinută 4—6 h la temperatura de cromizare. La o menţinere de 4 h la 1 050°C s-au obţinut, la probe din OLC16, grosimi ale stratului cromizat de 0,040 mm.

Tabela 2

Nr. crt.	Marca oţelului	Compoziţia, %				
		C	Mn	Si	S	P
1	OLC16	0,17	0,43	0,18	0,030	0,018
2	OLC45	0,48	0,71	0,23	0,018	0,020

Tabela 3

Nr. crt.	Numărul epruvetei	Compoziţia, %						
		C	S	Mn	Si	P	Cr	Cu
1	9	3,20	0,036	0,58	1,98	0,123	0,69	0,1
2	10	3,20	0,008	0,71	2,01	0,17	1,14	0,46
3	11	3,29	0,008	0,74	2,05	0,20	1,14	0,86
4	14	3,09	0,020	0,69	2,21	0,11	0,56	2,57
5	15	3,10	0,024	0,68	2,42	0,16	0,57	3,03

În tabela 5 sînt trecuţi parametrii tehnologici cu care au fost efectuate cromizările probelor supuse încercărilor.

Probe din diferite oţeluri cromizate în diferite şarje au fost cîntărite şi apoi introduse într-o soluţie de acid azotic 25%. După 100 h de menţinere în această soluţie, probele au fost scoase, spălate şi apoi cîntărite. Probele corodate au fost eliminate din încercare. Încercarea a fost făcută într-un interval de timp de 500 h.

Prin cîntăriri s-a urmărit scăderea greutății, în g/m², datorită coroziunii.

În tabela 6 sînt arătate pierderile în greutate a probelor menținute în soluție de acid azotic 25%.

Tabela 5

Numărul șarjei	Metoda de cromizare	Temperatura de cromizare, °C	Durata de menținere la temperatură, h
38	În pulberi cu clorură de amoniu	1 100	4
42	În pulberi cu clorură de amoniu	1 100	4
43	În pulberi cu clorură de amoniu	1 100	6
44	În gaze cu $H_2 + HCl$	1 050	6

Din tabela 6 se poate constata că rezistența la coroziune în soluție de acid azotic 25% este în funcție de durata cromizării și de conținutul de carbon al oțelului.

Tabela 6

Marca oțelului	Șarja	Durata de menținere, h: 100	200	300	400	500	Observații
		pierderea în greutate, g/m²					
OLC10	38	0,188	12,15	—	—	—	media a 3 probe
36MS12	38	0,112	—	—	—	—	
C120	38	0,112	0,561	0,898	1,348	26,90	
OLC16	38	0,171	4,471	6,467	11,282	29,125	media a 3 probe
OSC10	38	0,165	0,465	1,781	1,949	11,436	media a 3 probe
OLC45	38	0,168	0,450	0,786	1,068	33,940	media a 3 probe
15MoC12	38	0,112	1,235	75,00	76,625	—	
RUL3	38	0,087	0,437	0,525	0,875	—	
41MoC11	38	0,095	2,962	7,163	16,233	—	
50VC11	38	0,147	0,590	7,079	10,620	—	
13N15	38	0,152	1,524	3,048	526,80	—	
OLC10	42	1,48	28,95	976,49	—	—	media a 8 probe
OSC10	42	0,347	1,824	8,035	14,989	—	media a 8 probe
OSC10	43	0,0725	0,61	1,192	3,358	3,865	media a 4 probe
41MoC11	43	0,095	0,286	0,615	0,763	9,359	
C120	43	0,708	2,099	2,434	2,885	3,472	media a 3 probe
OLC10	43	21,723	—	—	—	—	media a 3 probe
OLC10	44	0,729	1,279	1,308	1,424	1,773	media a 5 probe
OLC16	44	0,052	0,630	0,718	0,718	0,718	media a 5 probe
RUL3	44	0,103	0,391	0,474	0,474	0,515	media a 5 probe
13C130	necromizat	0,434	0,482	0,627	0,916	1,024	
13NC185	necromizat	0,0965	0,0965	0,193	0,338	0,338	

La oțelul cu conținut ridicat de carbon, stratul cromizat este mai bogat în crom, datorită formării unei bariere de carburi care împiedică difuzia cromului spre miez.

În diagrama din figura 3 se arată comparativ scăderea în greutate, în g/m², a unor probe cromizate cu probe din oțel inoxidabil cu crom și cu crom-nichel, menținute 500 h în soluție de acid azotic 25%.

Se menționează că epruvetele din oțel obișnuit necromizate sînt dizolvate complet în soluție de acid azotic 25% în cîteva ore.

Din figură rezultă că oțelurile cu conținut ridicat de carbon cromizate rezistă mult mai bine decît oțelul aliat cu crom de tipul 13C130 și că se pot compara cu oțelurile de crom-nichel de tipul 18/8, ca oțelul 13NC185.

Încercările de coroziune în ceață salină au fost făcute în laboratorul de climatizări al Institutului de cercetări electrotehnice — ICET.

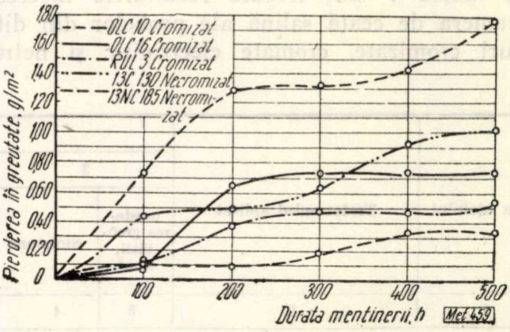


Fig. 3

Au fost supuse încercărilor probe din diferite oțeluri cromizate în șarja 38 și în șarja 44, în condițiile arătate în tabela 5. Aceste probe au fost încercate comparativ cu probe netratate și cu probe cromate electrolitic în următoarele condiții: compoziția electrolitului — 200 g/l anhidridă cromică; densitate de curent — 40 A/dm²; tensiune — 5 V; temperatura băii — 50—60°C; durata menținerii în baie — 45 min; adîncimea depunerii — 20 μm.

Probele au fost încercate în decursul a 21 de cicluri, un ciclu reprezentînd 24 h în camera de ceață salină, din care 16 h funcționează, iar 18 h stă în repaus. În decursul celor 16 h, în fiecare oră este produsă ceața salină în cameră timp de 15 min. Ceața este formată din aerosoli din soluție de 3% NaCl în apă. Temperatura în cameră este de 20°C±2°C. După 3, 7, 10 și 21 cicluri, probele au fost scoase și cîntărite, pentru determinarea creşterii în greutate datorită oxidării. În acelaşi timp s-au făcut aprecieri asupra procentului de suprafaţă pe care apar pete de oxizi.

În tabela 7 sînt trecute rezultatele încercărilor în camera de ceaţă salină ale probelor din diferite oţeluri cromizate, cromate electrolitic şi netratate.

Tabela 7

Marca oţelului	Tratamentul aplicat	NUMĂRUL CICLURILOR								Observaţii
		3		7		10		21		
		creşterea greutăţii, g/m²	coroziune	creşterea greutăţii, g/m²	coroziune	creşterea greutăţii, g/m²	coroziune	creşterea greutăţii, g/m²	coroziune	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
OLC10	cromat	0,47	15 I	1,58	20 II	4,37	—	5,85	35 III	media a 2 probe
OLC16	cromat	2,58	40 II	6,08	50 III	11,02	—	13,95	60 II	media a 4 probe
OSC10	cromat	2,02	40 II	4,16	50 III	9,65	—	15,50	50 III	media a 2 probe
RUL3	cromat	1,05	25 I	2,27	50 III	6,31	—	11,45	60 III	media a 2 probe
C120	cromat	1,57	30 II	3,59	50 III	0,85	—	9,76	55 III	media a 2 probe
OLC10	cromizat, şarja 38	2,15	20 I	3,78	30 III	8,02	—	9,71	45 III	media a 2 probe
OLC16	cromizat, şarja 38	1,24	40 II	4,13	40 III	10,03	—	13,40	40 III	media a 2 probe
OLC45	cromizat, şarja 38	1,09	15 II	3,06	20 III	6,52	—	8,75	60 III	media a 2 probe
OSC10	cromizat, şarja 38	0,89	12 I	2,24	17 III	4,37	—	8,65	35 II	media a 2 probe
OLC16	cromizat, şarja 44	1,03	4 II	—	—	6,40	4 II	7,01	4 II	media a 3 probe
RUL 3	cromizat, şarja 44	1,47	3 II	—	—	5,04	3 II	6,61	3 II	media a 3 probe
OLC10	netratat	1,57	80 III	9,35	80 III	19,89	—	37,30	80 III	media a 2 probe
OLC16	netratat	2,72	75 III	11,85	75 III	21,69	—	29,50	75 III	media a 2 probe
OSC10	netratat	5,85	70 III	16,09	70 III	34,82	—	55,90	70 III	media a 2 probe
C120	netratat	5,49	75 III	11,25	75 III	18,52	—	27,65	75 III	media a 2 probe

Observaţie. Gradul de coroziune este exprimat printr-o cifră arabă şi o cifră romană. (Cifra arabă reprezintă procentul de suprafaţă acoperit cu oxid, iar cifra romană reprezintă mărimea petelor de coroziune : I — pete sub 0.5 mm ; II — pete de 0.5—1 mm ; III — pete peste 1 mm).

Din datele din tabela 7 se poate constata că, cu toate că probele din oţel cromizat nu rezistă perfect la coroziune în ceaţă salină, ele rezistă în general mai bine decît probele cromate electrolitic şi incomparabil mai bine decît probele netratate. Se constată, de asemenea, că, în cazul probelor cromizate, rezultate mai bune dau probele din oţel cu conţinut mediu şi ridicat de carbon.

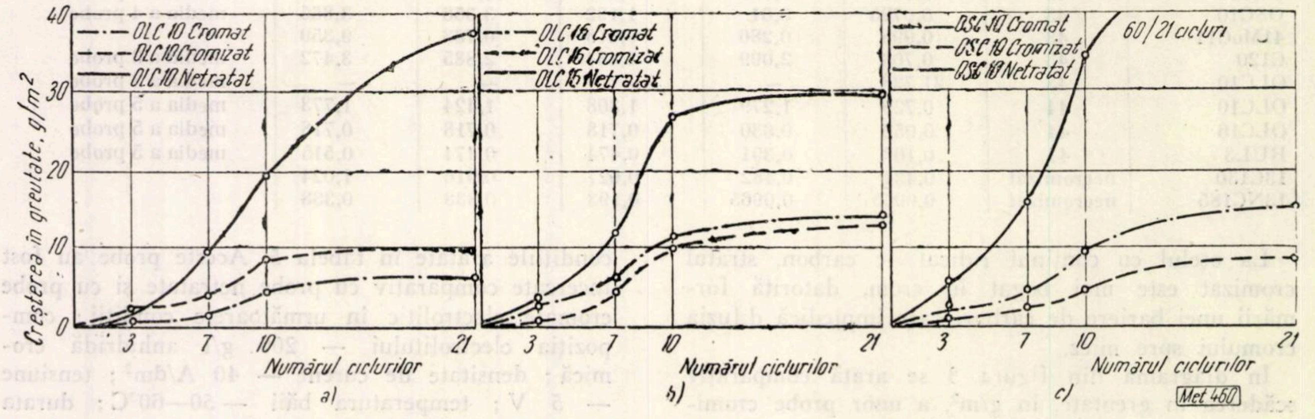


Fig. 4

Pentru a scoate mai bine în evidenţă rezultatele obţinute şi redate în tabela 7 au fost trasate diagramele din figura 4a, b şi c în care este reprezentată creşterea în greutate, g/m², în decursul ciclurilor de menţinere în camera de ceaţă salină a probelor din oţel OLC10, OLC16 şi OSC10, comparativ pentru probe cromizate, cromate electrolitic şi netratate.

Ca şi încercările de coroziune în mediu de ceaţă, încercările în mediu cu temperatură şi umiditate ridicată au fost făcute la ICET într-o cameră cu climă artificială tip Weiss.

Un ciclu de funcţionare a camerei Weiss se compune dintr-o menţinere de 12 h la temperatura de 40°C±2°C şi o menţinere de 5 h la temperatura de 25°C±2°C. Umiditatea este de 95—100%.

Probele au fost cîntărite iniţial şi după 11, respectiv 21 de cicluri, pentru a se determina creşterea greutăţii datorită oxidării. La scoaterea probelor pentru cîntărire s-au făcut şi aprecieri în ceea ce priveşte gradul de coroziune.

În tabela 8 sînt trecute rezultatele încercării la coroziune în mediu cu temperatură şi umiditate ridicate a probelor din diferite oţeluri cromate electrolitic, cromizate şi netratate.

Din rezultatele obţinute, înscrise în tabela 8, se poate constata că oţelul cromizat rezistă mai bine decît oţelul cromat electrolitic la acţiunea mediului cu umiditate şi temperatură ridicate. În comparaţie cu oţelurile necromizate, oţelurile cromizate rezistă de circa 10—15 ori mai bine în mediul cu temperatură şi umiditate ridicate.

Tabela 8

Marca oţelului	Tratamentul aplicat	Numărul ciclurilor			
		creşterea greutăţii, g/m²	coroziune	creşterea greutăţii, g/m²	coroziune
OLC10	Cromat	0,23	10 II	0,35	10 II
OSC10	Cromat	0,23	17 II	0,58	17 II
OLC16	Cromat	0,72	30 II	0,82	30 II
RUL3	Cromat	0,61	15 II	0,79	15 II
C120	Cromat	1,46	15 II	1,69	15 II
OLC10	Cromizat, şarja 38	0,37	15 II	0,59	15 II
OLC16	Cromizat, şarja 38	0,41	17 II	0,82	17 II
OLC45	Cromizat, şarja 38	0,22	10 II	0,44	10 II
OSC10	Cromizat, şarja 38	0,29	10 II	0,40	10 II
13N15	Cromizat, şarja 38	0,76	12 II	0,92	12 II
15MoC12	Cromizat, şarja 38	1,24	30 II	1,46	30 II
36MS12	Cromizat, şarja 38	0,33	17 II	0,73	22 III
41MoC11	Cromizat, şarja 38	1,02	20 II	1,14	22 III
50VC11	Cromizat, şarja 38	0,44	12 II	0,56	12 II
RUL 3	Cromizat, şarja 38	0,17	10 II	0,34	10 II
C120	Cromizat, şarja 38	0,45	10 II	0,90	10 II
OLC10	netratat	4,43	70 II	5,40	70 III
OLC16	netratat	13,10	65 II	14,95	70 III
OSC10	netratat	2,84	70 II		80 III
13N15	netratat	8,92	65 II	9,45	75 III
15MoC12	netratat	5,39	55 II	6,08	75 III
36MS12	netratat	7,42	70 II	12,05	70 III
41MoC11	netratat	3,81	55 II	6,03	75 III
50VC11	netratat	3,54	55 II	4,28	60 III
RUL3	netratat	3,58	45 II	4,98	55 III
C120	netratat	5,62	60 II	14,60	65 III

Probele supuse încercărilor de oxidare la temperatură înaltă au fost menţinute 100 h la temperatura de 850°C. Probele au fost cîntărite înainte şi după menţinerea la temperatură, creşterea greutăţii datorită oxidării fiind criteriul care caracterizează rezistenţa la oxidare la temperatură înaltă.

Încercările au fost făcute în două serii. În prima serie, cuptorul electric folosit pentru încercări a avut 1,8 kW, în cea de-a doua serie, 10 kW.

Rezultatele obţinute în decursul celor două serii de încercări nu sînt comparabile între ele, deoarece circulaţia aerului în cele două cuptoare nu a fost egală. În cuptorul mai mare, de 10 kW, făcîndu-se o circulaţie mai puternică a aerului, probele au fost mai puternic oxidate.

Tabela 9

Marca oţelului	Tratamentul aplicat	Creşterea greutăţii, g/m²
OLC16	netratat	696
OLC45	netratat	492
OLC16	cromat	152
OLC45	cromat	95
OLC16	cromizat	3,9
OLC45	cromizat	1,09
20C180	netratat	45,7
Mahroti	netratat	6,8
T30SC60	netratat	3,98
fontă cenuşie	netratată	507

În tabela 9 şi figura 5 este arătată comparativ creşterea în greutate datorită oxidării la temperatura de 850°C a unor probe din oţel cromizat în comparaţie cu oţelul cromat electrolitic, diferite oţeluri refractare şi oţel şi fonte netratate.

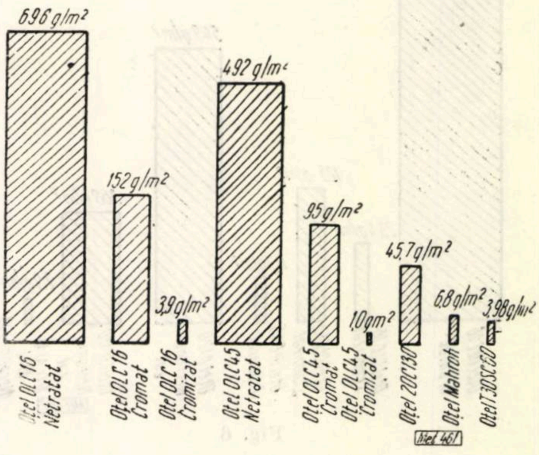


Fig. 5

Din tabela 9 şi figura 5 se poate constata comportarea foarte bună a oţelurilor cromizate la temperatura de 850°C. Se constată că oţelurile cromizate rezistă mai bine la oxidare la temperatura de 850°C decît oţelurile uzuale refractare. Oţelul netratat şi oţelul cromat electrolitic prezintă pe suprafaţă un strat gros de oxizi, pe cînd oţelul cromizat are suprafaţa curată.

Tabela 10

Marca oţelului	Tratamentul aplicat	Creşterea greutăţii, g/m²
OLC16	cromat	1 130
OLC45	cromat	125
OLC16	cromizat, şarja 44	23,4
OLC45	cromizat, şarja 44	11,7
1H18N9	netratat	549
15C130	netratat	368
×10CrA118	netratat	2,9

În tabela 10 şi în figura 6 este arătată creşterea în greutate a unor probe din diferite oţeluri cromizate, cromate electrolitic şi netratate, menţinute 100 h la temperatura de 850°C, într-un cuptor electric de 10 kW. Ca şi în cazul încercărilor în cuptorul de 1,8 kW, se constată net eficienţa cromizării în ceea ce priveşte rezistenţa la oxidare la temperatură ridicată.

Oţelul carbon obişnuit cromizat poate fi comparat cu oţelurile special refractare, de cele mai multe ori dînd rezultate superioare acestora.

În tabella 11 sînt trecute creşterile greutăţilor unor epruvete din fontă aliată cu compoziţia dată în tabela 3, datorită oxidării la temperatura de 850°C. Epruvetele au fost menținute 100 h într-un cuptor electric de 10 kW. Comparativ cu epruvete din aceleași materiale necromizate, se constată o comportare foarte bună a epruvetelor cromizate.

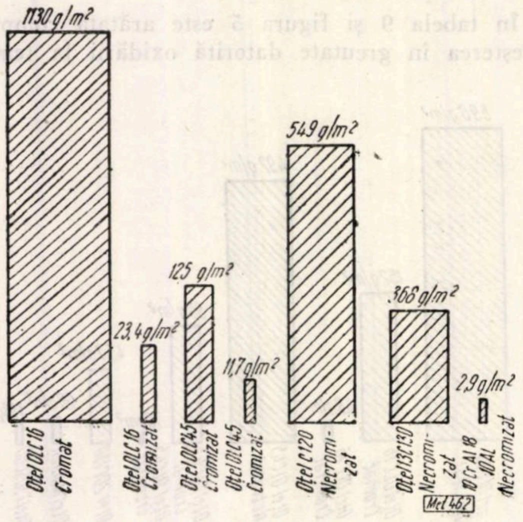


Fig. 6

Tabela 11

Numărul epruvetei	Tratamentul aplicat	Creșterea greutății, g/m²
9	cromizat	28,8
10	cromizat	20,3
11	cromizat	9,9
14	cromizat	111
15	cromizat	109
14	netratat	1 225
15	netratat	1 275

Concluzii. Cromizarea este un tratament termochimic care mărește rezistența la coroziune în medii umede și uscate, și rezistența la oxidare la cald.

Oțelurile cromizate rezistă bine în soluție apoasă de acid azotic 25%. Această rezistență este mai bună în cazul oțelului cu conținut ridicat de carbon (de exemplu, OSC10) decît a oțelului cu conținut scăzut în carbon (de exemplu, OLC10).

Oțelurile cu conținut ridicat de carbon cromizate, supuse coroziunii în soluție de acid azotic 25%, rezistă mai bine decît oțelul 13C130 și pot fi comparate cu oțelul 13CN185.

Din încercările efectuate la I.T.C.M.E. a rezultat că, cu toate că oțelul cromizat nu rezistă perfect la coroziune în ceață salină, rezistă totuși mai bine decît epruvetele netratate.

Oțelul cromizat rezistă cel puțin cît oțelul cromat electrolitic și de circa 10—15 ori mai bine decît oțelul netratat în mediu cu temperatură și umiditate ridicată (temperatura 40 ± 2°C, umiditate 98%).

La temperatura de 850°C și durata de 100 de ore, oțelurile și fontele cromizate rezistă foarte bine, mai bine decît oțelurile aliate de tipul 13C130 și 13CN185.

Din încercările efectuate s-a constatat că rezistența la coroziune în mediu de ceață salină, în mediu cu umiditate și temperatură ridicată, și rezistența la oxidare la temperatură ridicată cresc o dată cu creșterea conținutului de carbon al oțelului. Aceasta se datorește formării barierei de carburi care face să se obțină straturi nu prea groase, însă cu conținut ridicat de crom.

---

[1] *** Metallovedenie i termiceskaia obrabotka. Spravocinik, vol. 2, Moskva, Metallurghizdat, 1962. [2] *Kotov, O. K.* Poverhinostnoe uprocinenie detalei mașini himiko — termiceskimi metodami. Moskva, Mașghiz, 1961, p. 198—230. [3] *Kopek, R.* Leitfaden der oberflächenbehandlung. Berlin, Verlag Technik, 1960, p. 220—225. [4] *Dubinin, G. N.* Diffuzionnoe hromirovanie splavov. În: Metallovedenie i termiceskaia obrabotka, Materialî konferenții po metallovedenii i termiceskoi obrabotka, Odesa, Moskva, 1960. Metallurghizdat, 1962, p. 342—350. [5] *** Cromizing turns steel into „Stainless". În: Chemical Engineering, nr. 68/6, martie 1961, p. 188—192. [6] *** Chromallize for heat and weer treatment. În: Metalworking production, nr. 51, decembrie 1960, p. 64—66 [7] *** Chromallizing treatment for gaz turbine nozzle quide vanes. În: Machinery, nr. 2588, iunie 1962, p. 1401.

CZ 621.771.3 : 693.56

Metodele de îmbunătățire a proprietăților mecanice ale sîrmelor de înaltă rezistență, trase la rece

Prof. dr. ing. ROMAN KOZAK
Politehnica din Poznan

O experiență îndelungată și cercetările autorului arată că aprecierea sîrmelor de oțel utilizate în construcții de beton pretensionat, pe baza diagramei tensiunilor și alungirilor, nu este suficientă.

Diagramele uzuale de rezistență dau, fără îndoială, o serie de valori necesare pentru calculul construcțiilor pretensionate, dar pentru tehnica modernă și pentru tehnologia de execuție ele nu prezintă caracteristicile de calitate necesare ale sîrmelor.

Aceste diagrame nu permit aprecierea unor proprietăți cum ar fi mărirea relaxării, ductilitatea oțelului, insensibilitatea sîrmei la solicitări locale, rezistența la solicitări variabile și dinamice, rezistența la coroziune, dar mai ales a omogenității sîrmei pe porțiuni scurte și lungi, care este o caracteristică de cea mai mare importanţă a sîrmelor.

Neuniformitatea destul de mare a sîrmelor fabricate în R. P. Polonă, constatată de autor, a creat necesitatea efectuării unor cercetări ştiinţifico-experimentale, care să permită determinarea metodelor de omogenizare şi de ridicare a proprietăţilor mecanice, relativ scăzute ale acestor produse.

Scopul prezentei cercetări este de a găsi o metodă de ameliorare a calităţii sîrmei, precum şi de a determina limita maximă de folosire a sîrmelor fabricate în R. P. Polonă la construcţii pretensionate, cel puţin în aceeaşi măsură ca sîrmele fabricate în străinătate.

Calitatea sîrmelor însă trebuie să permită folosirea rezistenţelor admisibile de 0,7 σ_r iar în cazuri excepţionale şi în cazul solicitărilor temporare, chiar de 0,85 σ_r.

Normele franceze prevăd rezistenţe admisibile pînă la 0,90 σ_r. Normele ţărilor occidentale admit numai 0,55 σ_r.

Normele poloneze admit o limită mai joasă: 0,65 σ_r şi 0,85 $\sigma_{r0,2}$. Cel mai frecvent se foloseşte limita a doua.

Compoziţia chimică a sîrmelor. Ca material de bază pentru fabricarea sîrmelor se foloseşte oţelul carbon, cu un conţinut de carbon de la 0,5 la 0,9%. Analiza a două categorii de sîrmă cu diametrul de 5 mm, fabricată în R. P. Polonă, este arătată în tabela 1.

Tabela 1

Provenienţa sîrmelor	C	Si	Mn	P	S	N
1 Fabricate în R. P. Polonă	0,72	0,24	0,53	0,018	0,024	0,05
II. Fabricate în R. P. Polonă	0,90	0,22	0,55	0,023	0,027	0,06
III. Fabricate în R.F. Germană	0,68	0,23	0,45	0,025	0,021	0,08

Conţinutul mare de carbon provoacă micşorarea ductibilităţii oţelului care devine fragil. Un astfel de oţel este, afară de aceasta, mai puţin rezistent la coroziune. Conţinutul de carbon n-ar trebui să fie, în principiu, mai mare decît 0,85%.

La microscop, toate sîrmele cercetate prezintă o structură bainitică cu urme vizibile de ecruisare. Acest lucru este valabil atît pentru sîrmele netratate, cît şi pentru cele tratate termic.

Proprietăţile mecanice ale sîrmelor. Proprietăţile mecanice ale sîrmelor sînt date în tabela 2.

Tabela 2

Categoria sîrmelor	σ_r minim, kgf/mm²	$\sigma_{0,2}$, kgf/mm²	Alungire minimă, $\delta_{10\%}$	Numărul de îndoiri alternate, raza de îndoire 10 mm
I	180	150	3,0	2
II	165	120	3,5	3
III	150	105	4,0	4

Observaţii: La cerere, sîrmele cu diametrul de 5 mm se livrează îndreptate şi înfăşurate în colaci cu diametrul exterior de circa 1 500 mm şi diametrul interior de la 580 pînă la 800 mm.

Caracteristicile sîrmelor fabricate în R. P. Polonă diferă de ale celor provenite din import, ceea ce rezultă din tabela 3. Valorile aflate sînt reprezentate în figura 1.

Tabela 3

Provenienţa sîrmelor	$\sigma_{0,01}$ kgf/mm²	$\sigma_{0,2}$ kgf/mm²	σ_r kgf/mm²	ψ, %	δ_{20}, %
I. Fabricate în R. P. Polonă	113	147,5	178,3	32	2,2
II. Fabricate în R.P. Polonă	126,3	154,1	175,0	36	2,6
III. Fabricate în străinătate	137,0	168,0	189,1	—	—

După cum au dovedit cercetările, sîrmele fabricate în R. P. Polonă posedă o limită de elasticitate şi de curgere variabilă şi destul de joasă, ceea ce are o influenţă considerabilă asupra fluajului. Alungirea îndelungată a oţelului, care se produce în sîrmele pretensionate, provoacă fenomenul de fluaj.

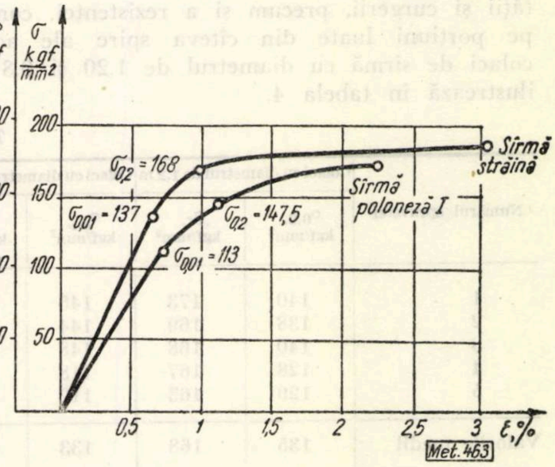


Fig. 1

Primele lucrări cu privire la relaxarea sîrmelor de oţel au apărut în anul 1945. Astăzi se dispune de un număr suficient de mare de cercetări executate în mai multe ţări cu privire la fluajul sîrmelor. Cercetările se execută solicitîndu-se sîrma cu o forţă constantă, sau prin menţinerea unei lungimi constante, sub forţă variabilă, în cursul unei durate a experienţei de cel puţin 1 000 de ore. Fenomenul de fluaj în construcţiile pretensionate se evidenţiază prin variaţia lungimii sau scăderea forţei necesare pentru menţinerea alungirii. Cercetările au arătat că revenirea oţelului are o influenţă favorabilă asupra duratei şi limitei de fluaj.

La întinderea sîrmei de oţel tras la rece, netratat termic, cu diametrul de 5 mm, pînă la 100 kgf/mm², timp de 100 de ore, fluajul nu este terminat în aceleaşi condiţii, pe cînd în cazul oţelului solicitat revenit, procesul de curgere este terminat după o durată de 10 ore.

Drept tensiune limită de curgere se poate considera aceea care produce o alungire a sîrmei de

0,008% (produsă după 60 de min pînă la 100 de ore după solicitare).

După cum s-a constatat experimental, limita de fluaj se găseşte în apropierea limitei de elasticitate $\sigma_{0,01}$. Toate mijloacele care influenţează ridicarea acestei limite, influenţează de asemenea favorabil şi limita de fluaj. Astfel, pentru sîrmele cu rezistenţă la tracţiune $\sigma_r = 190$ kgf/mm², limita de curgere variază între valorile 0,72 σ_r şi 0,77 σ_r.

Limita de relaxare este, de regulă, situată sub limita $\sigma_{0,01}$. Conform normelor germane, tensiunea admisibilă este $0{,}55\ \sigma_r = 105$ kgf/mm². Rezistenţa la fluaj este deci asigurată, căci :

$\sigma_{0,01} = 137$ kgf/mm² $< (0{,}72—0{,}74) \cdot 199 = 136{,}3 \div 146{,}3$ kgf/mm². În concluzie, se constată că, pentru limita de fluaj, este concludentă limita de elasticitate.

Neuniformitatea sîrmelor fabricate în R. P. Polonă cu diametrul de 5 mm în domeniul elasticităţii şi curgerii, precum şi a rezistenţei, constatată pe porţiuni luate din cîteva spire ale aceloraşi colaci de sîrmă cu diametrul de 1,20 şi 0,8 m, se ilustrează în tabela 4.

Tabela 4

Numărul epruvetei	Colaci cu diametrul de 1,2 m		Colaci cu diametrul de 0,8 m	
	$\sigma_{0,2}$, kgf/mm²	σ_r, kgf/mm²	$\sigma_{0,2}$, kgf/mm²	σ_r, kgf/mm²
1	140	173	145	179
2	138	169	144	178
3	140	168	148	175
4	128	167	118	163
5	129	163	112	161
Valorile medii	135	168	133	171
Abaterile	9%	6%	25%	10%

Revenirea sîrmelor trase la rece, o metodă de ameliorare a proprietăţilor mecanice ale sîrmelor. În vederea studierii ameliorării neuniformităţii proprietăţilor şi valorilor relativ scăzute ale sîrmelor cu diametrul de 5 mm, fabricate în R. P. Polonă, în comparaţie cu cele ale sîrmelor străine (în special pentru a micşora fenomenul de relaxare), au fost supuse la revenire epruvete făcute din sîrmă de fabricaţie poloneză, cu lungime de 200 mm. Procesul de revenire a fost executat la următoarele temperaturi : 200, 225 şi 275°C. Rezultatele obţinute sînt arătate în tabela 5.

Tabela 5

Proprietăţile	Sîrme netratate termic		Sîrme tratate termic la temperatura			
			200°C	225°C	250°C	275°C
	1	2	3	4	5	6
$\sigma_{0.01}$, kgf/mm²	113,0	126,9	140,5	142,0	136,9	137,0
$\sigma_{0.2}$, kgf/mm²	147,0	154,1	174,2	173,0	168,5	165,7
σ_r, kgf/mm²	178,3	175,0	185,3	183,6	182,9	180,5
ψ, %	32	36	36	35,4	35,7	37
δ_{20}, %	2,2	2,6	2,6	2,8	2,6	2,9
Numărul îndoirilor, raza de îndoire 10 mm	2,5	2,5	—	4,0	—	—

Din analiza rezultatelor reiese că tratamentul termic sporeşte evident valorile proprietăţilor mecanice ale sîrmelor. Efectul cel mai bun se obţine la temperatura de revenire de 200—225°C. Creşterea temperaturii de revenire are drept efect scăderea lentă a proprietăţilor mecanice ameliorate. Revenirea sîrmelor timp de 10 min ridică limita de elasticitate, de curgere şi rezistenţă. Măsurarea gîtuirii epruvetelor rupte nu prezintă abateri esenţiale. De asemenea, nu se poate constata vreo influenţă a temperaturii de revenire asupra alungirii la tracţiune. În orice caz, alungirea nu se micşorează. Comparaţia proprietăţilor mecanice şi a deformaţiilor sîrmei netratate termic şi revenite la temperatura de 225°C este ilustrată în figura 2. (După revenire $\sigma_r = 183$ kgf/mm² şi înainte de revenire $\sigma_r = 178{,}3$ kgf/mm²).

Diagrama sîrmei supusă revenirii are o formă mai bună ; afară de aceasta, se observă creşterea modului de elasticitate de la 1 900 000 kgf/cm² la 2 100 000 kgf/cm².

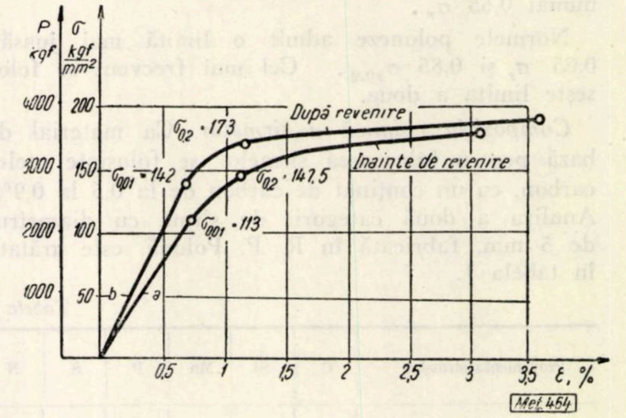


Fig. 2

Rezultatele încercărilor sîrmelor de fabricaţie poloneză trase la rece cu diametrul de 5 mm, înainte şi după revenire, sînt arătate în tabela 6.

Tabela 6

Proprietăţile mecanice	Înaintea tratamentului termic, kgf/mm²	După revenirea la temperatura de 225°C, kgf/mm²	Creşterea după tratamentul termic, %
$\sigma_{0.01}$	$0{,}63\ \sigma_r = 113{,}0$	$0{,}77\ \sigma_r = 142{,}0$	20
$\sigma_{0.2}$	$0{,}82\ \sigma_r = 147{,}5$	$0{,}94\ \sigma_r = 173{,}0$	15
σ_r	$\sigma_r = 178{,}3$	$\sigma_r = 183{,}6$	4

Ca urmare a revenirii la temperatura de 225°C a sîrmelor trase la rece cu diametrul de 5 mm, s-a produs o creştere a limitei de elasticitate cu 20%, a limitei de curgere cu 15% şi a rezistenţei la tracţiune cu 4%.

Tratamentul termic al sîrmei trase la rece a dus la uniformizarea proprietăţilor mecanice şi tehnologice. În tabella 7 se face o comparaţie a proprietăţilor mecanice ale sîrmelor de fabricaţie poloneză cu diametrul de 5 mm după efectuarea tratamentului termic cu cele ale sîrmelor de calitate optimă din străinătate.

În această tabelă se pot observa următoarele : limita de elasticitate, care pentru sîrmele fabricate în R. P. Polonă, netratate, a fost cu 24 kgf/mm² mai mică, întrece acum limita de elasticitate a sîrmelor fabricate în străinătate cu 5 kgf/mm²; limita de curgere, care pentru sîrmele netratate, fabricate în R. P. Polonă, a fost cu 20,5 kgf/mm² mai mică, întrece acum limita de curgere a sîrmelor fabricate în străinătate cu 5 kgf/mm².

Tabela 7

Tratamentul termic	Proveniența sîrmei	$\sigma_{0,81}$, kgf/mm²	$\sigma_{0,2}$, kgf/mm²	σ_r, kgf/mm²
Înainte de revenire :	– fabricate în străinătate	137	168,0	189,1
	– fabricate în R. P. Polonă	113	147,5	178,5
Diferența		–24 (17%)	–20,5 (12%)	–10,6 (6%)
După revenire :	– fabricate în R. P. Polonă	142	173	183,6
	– fabricate în străinătate	137	168	189,1
Diferența		+5 (3,5%)	+5 (2,5%)	–5,5 (3%)

Tabela 8

Rezistențele admisibile	Înainte de tratamentul termic, kgf/mm²	După tratamentul termic, kgf/mm²	Creșterea	
			kgf/mm²	%
Fabricate în străinătate $\sigma_{ad} = 0,85\ \sigma_{0,2}$	–	142,8	–	–
Fabricate în R. P. Polonă $\sigma_{ad} = 0,85\ \sigma_{0,2}$	125,0	147,0	22	20

În tabela 8 se dă creșterea rezistenței admisibile a sîrmelor fabricate în R. P. Polonă după efectuarea tratamentului termic. Din datele de mai sus rezultă clar că se poate recomanda folosirea sîrmelor tratate termic, fabricate în R. P. Polonă, în locul celor mai bune sîrme de proveniență străină.

După cum au arătat cercetările autorului*, diagramele de rupere ale epruvetelor de sîrmă cu lungimea tradițională de 200 mm nu prezintă o probă concludentă în legătură cu uniformitatea de structuri și proprietăți pe lungimi mai mari ale sîrmei. Din această cauză, autorul continuă încă cercetările metodice asupra sîrmelor revenite de diferite dimensiuni.

Întinderea mecanică a sîrmelor, o metodă de ameliorare a proprietăților mecanice ale sîrmelor. S-a constatat experimental că o singură întindere mecanică, sau un număr oarecare de întinderi mecanice ale sîrmelor trase la rece pînă în zona de curgere influențează variația deformațiilor și ameliorează proprietățile mecanice.

Pentru a determina influența unui număr dat de întinderi mecanice asupra proprietăților mecanice ale sîrmelor trase la rece s-au supus, la trei întinderi, cinci epruvete lungi de 200 mm din sîrmă cu diametrul de 5 mm, netratată termic, aplicînd forțe de întindere corespunzătoare tensiunilor din zona de curgere. Curbele caracteristice acestui procedeu sînt date în figura 3.

Rezultatele încercărilor sînt arătate în tabela 9. Rezultatele cercetărilor au arătat că limita de elasticitate a crescut, după întinderea a treia, cu 22% în raport cu starea inițială, iar limita de curgere a crescut cu 14% în raport cu starea inițială ; lungirea, care în starea inițială a fost de $\delta_{20} = 2,6\%$, a scăzut în starea finală la $\delta_{20} = 1,85\%$.

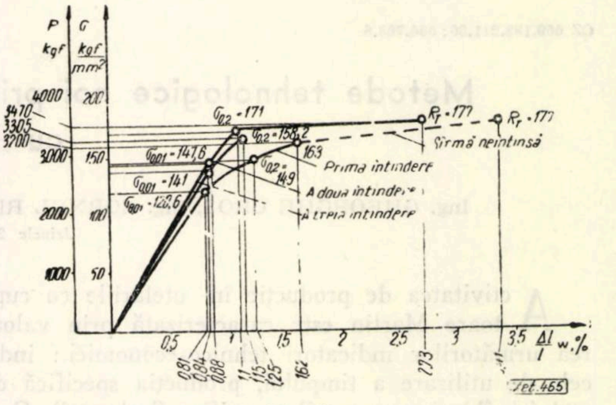


Fig. 3

Îmbunătățirea proprietăților mecanice cu ajutorul întinderii repetate influențează favorabil creșterea limitei de elasticitate și de curgere, dar influențează defavorabil alungirea sîrmei, care și așa este mică. Rezultatul acestor întinderi este fragilizarea sîrmelor, ceea ce îngreuiază fixarea sîrmelor în clemele preselor de întindere și favorizează crăparea sîrmelor.

Tabela 9

Proba	Forța de întindere	$\sigma_{0,01}$, kgf/mm²	$\sigma_{0,2}$ kgf/mm²	σ_r, kgf/mm²	Creșteri	
					$\sigma_{0,01}$, %	$\sigma_{0,2}$, %
I	3 200	120,6	149,4	–	–	–
II	3 305	141,0	168,2	–	17	12 5
III	3 470	147,6	171,0	177,0	22	14,0

---

* Probleme de rezistență și tehnologie a sîrmelor de înaltă rezistență în : revista Inzynieria i budownictwo nr. 4/1961.

Concluzii. Cercetările autorului precizează condițiile tehnologice și tehnica producției de sîrme de înaltă rezistență, folosite în construcțiile pretensionate, și anume :

1. Tehnologia, calitatea și controlul producției trebuie să fie respectate pentru fiecare șarjă.

2. Omogenitatea producției trebuie menținută cît mai regulat, pentru a asigura sîrmelor proprietăți superioare.

3. Sîrmele trase la rece, netratate termic, nu sînt suficient de omogene, din care cauză ele sînt supuse unui tratament de revenire la temperatura de 200 pînă la 225°C.

Acest procedeu are următoarele avantaje : asigură omogenitatea sîrmelor ; ridică limita de elasticitate, de curgere și rezistența la tracțiune ; ridică limita de relaxare.

4. Elasticitatea sîrmei este ridicată datorită procesului de revenire, ceea ce permite înfășurarea și în colaci cu diametrul de 1,8 m ; la desfășurare, sîrma se îndreaptă singură.

5. În prezent, producția a trei categorii diferite de sîrmă trebuie limitată la una sau cel mult două categorii, cu proprietăți mecanice diferențiate.

6. Rezistența admisibilă a sîrmelor trebuie mărită pînă la 0,9 $\sigma_{0,2}$.

7. Toate normele și standardele trebuie modificate în raport cu cercetările efectuate.

Rezultatele acestor cercetări pot fi aplicate în cea mai mare parte și la alte categorii de sîrmă fabricată pentru betoanele pretensionate.

Cercetările științifice și experimentale arată că revenirea sîrmelor trase la rece cu diametrul de 5 mm, fabricate în prezent în R. P. Polonă, ameliorează considerabil proprietățile lor mecanice și mărește omogenitatea lor, factor important pentru dezvoltarea construcțiilor pretensionate.

În baza rezultatelor arătate, au fost create posibilități de folosire a sîrmelor cu o rezistență admisibilă mărită cu 20%, ceea ce duce nu numai la realizarea de economii considerabile de oțel, dar permite ridicarea calității sîrmelor fabricate în R. P. Polonă la nivelul celor fabricate în străinătate.

CZ 669.183.211.36 : 666.763.6

Metode tehnologice noi privind încălzirea cuptoarelor Martin cu bolți silica

Ing. GHEORGHE OROS, ing. CORNEL RIZESCU, ing. MOISE TUDOSE, ing. VASILE URSU
Uzinele 23 August — București

Activitatea de producție în oțelăriile cu cuptoare Martin este caracterizată prin valoarea următorilor indicatori tehnico-economici : indicele de utilizare a timpului, producția specifică de oțel (t/m²h) și consumurile specifice (kg/t oțel). Cercetările teoretice, ca și încercările practice efectuate în ultimul deceniu de diverși metalurgi din străinătate și din țară, au dus la găsirea unor căi tehnologice mai avansate care au permis îmbunătățirea continuă, an de an, a acestor indicatori. În general, măsurile tehnologice noi au în vedere fie scurtarea diferitelor perioade caracteristice șarjei, ca urmare a intensificării proceselor termice și metalurgice, fie reducerea duratelor neproductive ale agregatului.

În cadrul primei grupe de măsuri în oțelării astăzi sînt utilizate metode noi tehnologice, ca : îmbogățirea cu oxigen a aerului de combustie, insuflarea de aer, oxigen sau a pulberilor oxidante, carburante, dezoxidante și desulfurante în baia de oțel etc., metode tehnologice care duc la utilizarea mai intensivă a agregatului și la creșterea productivității acestuia.

Dintre principalele măsuri tehnologice menite să ducă la scurtarea perioadelor neproductive ale agregatului — și care fac obiectul prezentei lucrări — se amintesc : reducerea ciclului de încălzire a cuptoarelor după reparații la rece ; fritarea în straturi groase a monolitului vetrelor sau baterea la rece a acestuia și folosirea aerului în curățarea vetrelor înainte de executarea reparațiilor la cald.

Importanța economică și practică a acestor măsuri reiese din analiza gradului de utilizare a timpului, a cărui valoare este determinată cu relația :

$$\eta_u = \frac{t_{ef}}{t_k} 100 = \frac{t_k - (t_r + t_{ic})}{t_k} 100,$$

în care :

η_u este gradul de utilizare a timpului ; t_{ef} — timpul efectiv de lucru ; t_k — timpul calendaristic ; t_r — timpul de oprire pentru reparații la rece; t_{ic} — timpul de întreruperi la cald.

Îmbunătățirea gradului de utilizare a timpului — sursă importantă de creștere a producției de oțel și de creștere a ritmicității în funcționarea cuptoarelor Martin — este deci nemijlocit legată de reducerea timpilor neproductivi $(t_r + t_{ic})$. În ultima analiză se constată că valoarea timpului afectat opririlor este determinată de nivelul tehnico-organizatoric din oțelăria respectivă și de calitatea materialelor refractare folosite, gradul de organizare și mecanizare a lucrărilor de reparație, metodele tehnologice folosite la punerea în funcțiune și întreținerea la cald a agregatului, nivelul pregătirii profesionale a personalului de deservire, ca şi nivelul de conştiinciozitate cu care este supravegheat şi întreţinut cuptorul.

Folosirea judicioasă a factorilor amintiţi a permis ca în ţările puternic industriale să se realizeze indici superiori. Astfel, gradul de utilizare a timpului (η_u) a ajuns la valori cuprinse între 91—94%, iar raportul $\frac{t_r}{t_k}$ 100 se situează astăzi la nivelul 2,1—4,5% [1, 2].

Metoda tehnologică folosită la încălzirea cuptoarelor Martin este dictată de natura, calitatea şi caracteristicile fizico-termice ale materialelor refractare folosite. Zidăria cuptoarelor Martin bazice se realizează folosind cărămizi refractare de magnezită, cromomagnezită, silica, şamotă şi forsterită. Cuptoarele moderne, aşa-zise „complet bazice“, nu folosesc cărămizi silica, iar cărămizile de şamotă au, de asemenea, o utilizare mult limitată. La cuptoarele de capacitate mică şi mijlocie, mai ales cînd exploatarea se face după metodele clasice, fără folosirea de intensificatori ai regimului termic sau metalurgic, cărămizile silica au o utilizare relativ mare (bolta principală, bolţile camerelor de zgură, bolţile şi, parţial, pereţii şi grătarele camerelor regeneratoare).

Principalele caracteristici tehnice şi tehnologice ale materialelor refractare utilizate în construcţia cuptoarelor Martin sînt redate în tabela 1 [3, 4].

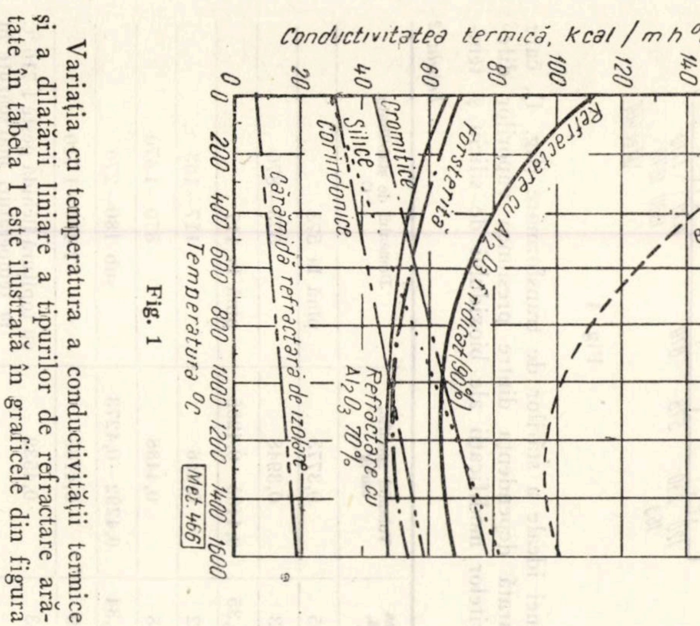


Fig. 1

Variaţia cu temperatura a conductivităţii termice şi a dilatării liniare a tipurilor de refractare arătate în tabela 1 este ilustrată în graficele din figura 1, respectiv figura 2.

Tabela 1

Nr. crt.	Denumirea materialului	Porozitatea aparentă, %	Greutate, specifică, g/cm³	Greutatea volumetrică, g/cm³	Căldură specifică, kcal/m³ °C	Căldura specifică, la 1000°C kcal/kg °C	Conductivitatea termică la 1000°C, kcal/mh °C	Difuzivitatea termică, m²/h	Puterea de reflectare a flăcării		Rezistenţa la temperatura camerei, kg/cm²		Deformarea sub sarcina de 1,8 kg/cm²		
									transparentă	luminoasă	rezistenţa la compresiune	modulul de rupere	comprimare	menţinere de 1,5 h la temperaturi, °C	temperatură de înmuiere, °C
1	Cărămizi silica :														
	obişnuite	21—30	2,30—2,38	1,63—1,84	510	0,273	1,7	0,0033	18	46	70—260	28,1—105,5	—	—	1 620—1 660
	speciale	22—26	2,33—2,35	1,68—1,84	—	—	—	—	—	—	70—211	24,6—56,3	—	—	1 680—1 700
2	Cărămizi şamotă	13—20	2,65—2,75	2,17—2,42	510	0,255	1,2	0,0024	20	46	63—281	42,2—91,4	2,5—9,0	1 450	—
3	Cărămizi forsteritice	18—27	3,30—3,40	2,46—2,62	660	0,270	1,8	0,0027	—	—	106—281	31,6—56,3	—	—	1 590—1 675
4	Cărămizi cromitice	18—25	3,90—4,10	2,96—3,28	—	—	—	—	—	—	211—422	84,4—140,6	—	—	1 290—1 455
5	Cărămizi magnezitice	18—25	3,40—3,60	2,96—3,20	720	0,278	4,3	0,006	46	47	422—703	84,4—140,6	—	—	1 425—1 540
	Cărămizi magnezitice 96% Mg — arse	19—24	3,54—3,56	2,80—2,88	—	—	—	—	—	—	605	161,7	—	—	1 750
6	Cromomagnezitice :														
	— arse	18—23	3,84—4,10	2,88—3,12	730	0,260	2,6	0,036	61	48	141—394	63,3—105,5	—	—	1 620—1 680
	— legate chimic	—	3,90—4,10	3,04—3,28	—	—	—	—	—	—	141—352	52,7—84,4	—	—	1 480—1 565
7	Magneziocromitice — legate chimic	—	3,60—3,80	2,96—3,28	—	—	—	—	—	—	141—352	52,7—70,3	—	—	1 480—1 565

Întrucît cuptoarele Martin la care s-au efectuat observaţiile şi încercările practice de încălzire au fost cuptoare de capacitate mică (7 t capacitate nominală), cu căptuşeală bazică şi boltă de cărămizi silica, ne vom referi la particularităţile încălzirii acestor tipuri de cuptoare (cu bolţi silica). De fapt, din graficul din figura 2 rezultă că tocmai la aceste tipuri de cuptoare apar la încălzire dificultăţile cele mai mari cauzate de faptul că dilatarea cărămizilor silica (mai mică în valoare absolută decît a magnezitei) nu numai că nu este uniformă în timp, dar se produce şi în intervale relativ restrînse de temperaturi. La aprecierea gradului de complexitate a încălzirii unui cuptor Martin trebuie avute în vedere, alături de caracteristicile refractarelor, dimensiunile cuptorului şi felul construcţiei metalice ; în cazul cuptoarelor cu deschidere de boltă mare şi armătură rigidă apar dificultăţi suplimentar, ca urmare a dilatărilor liniare mari şi a neuniformizării încălzirii.

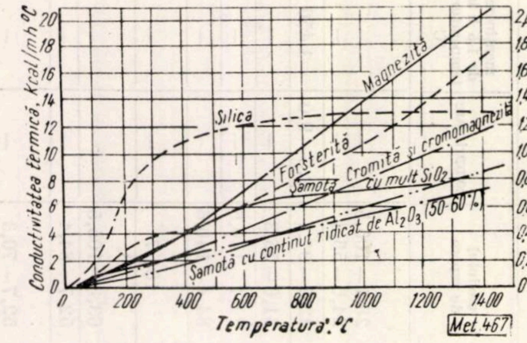


Fig. 2

Comportarea diferită în timpul încălzirii bolţilor de silica este legată de transformările alotropice ale bioxidului de siliciu, constituentul principal (cel puţin 93%) al cărămizilor silica. Astfel bioxidul de siliciu este cunoscut sub opt forme diferite : β şi α — cuarţ ; α, β şi γ — tridimit ; α şi β cristobalit şi sticlă cuarţitică. Caracteristicile principale ale acestor stări sînt redate în tabela 2 [5].

Cantitatea acestor forme alotropice de cuarţ, tridimit şi cristobalit variază în cărămida silica în funcţie de natura cuarţitelor folosite la fabricarea refractarelor, de mineralizatorii utilizaţi, precum şi de regimul de ardere a cărămizilor.

Schema transformărilor structurale care se petrec în cadrul mecanismului general al transformărilor cuarţului la încălzire este redată în figura 3. Mai sugestiv, aceste transformări polimorfe ale bioxidului de siliciu sînt reprezentate cu ajutorul diagramei ideale a stărilor de transformare (fig. 4), care arată dependenţa dintre presiunea vaporilor diferitelor modificaţii ale bioxidului de siliciu şi tem-

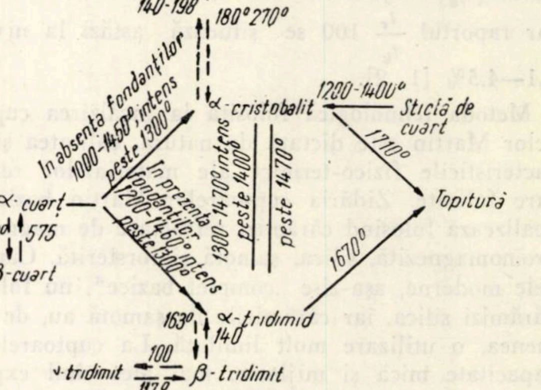


Fig. 3

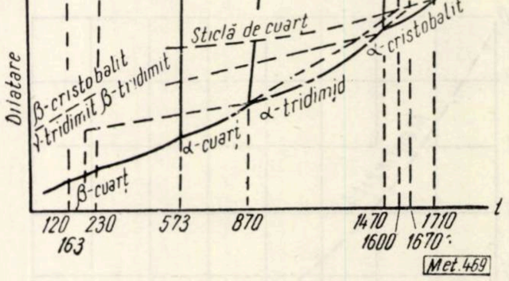


Fig. 4

Tabela 2

Modificaţia	Forma cristalină	Greutatea specifică, g/cm³	Volumul specific, cm³/g	Domeniul de stabilitate, °C
β-cuarţ	trigonal, trapezoedric, tetroedric	2,65	0,3773	pînă la 573
α-cuarţ	hexagonal-trapezoedric hemiedric	2,533	0,3948	573—870
γ-tridimit	placipseudo-hexagonal rombic	2,27—2,35	0,4405—0,4255	pînă la 117
β-tridimit	placihexagonal	2,242	0,446	117—163
α-tridimit	hexagonal-trapezoedric hemiedric	2,228	0,4488	870—1 470
β-cristobalit	rombic, pseudoregulat	2,33—2,34	0,4292—0,4273	sub 180—270
α-cristobalit	rombic, regulat	2,229	0,4186	1 470—1 710
Sticlă de cuarţ	amorf	2,203	0,4539	cu topitură lichidă peste 1 710 °C la temperaturi mai scăzute în stare subrăcită

peratură. În această diagramă, liniile continue corespund formelor stabilite, iar acelea trasate punctat, formelor metastabile.

Consecința practică cea mai importantă a transformărilor polimorfe ale bioxidului de siliciu o constituie variațiile greutății specifice și ale volumului, care sînt legate de aceste transformări și care ajung la valori importante. Variațiile teoretice de volum în timpul transformărilor sînt (%) : β — cuarț $\xrightarrow{573^\circ C}$ α — cuarț... + 0,82 ; β — cristobalit $\xrightarrow{180-270^\circ C}$ α — cristobalit ... + 2,00 ; γ — tridimit $\xrightarrow{117^\circ C}$ β — tridimit ... + 0,2 ; α — cuarț $\xrightarrow{1200^\circ C}$ α — tridimit ... +16,0 ; α — cuarț $\xrightarrow{1000^\circ C}$ α — cristobalit ... + 15,5.

De asemenea, la analiza influenței acestor modificări de volum asupra instabilității termice a cărămizilor silica la încălzire trebuie avut în vedere nu numai mărimea variației de volum, ci mai ales viteza transformării ca și mărimea intervalului de temperatură la care are loc transformarea. După acest punct de vedere, transformări ca : α — cuarț $\rightleftarrows$ α — tridimit $\rightleftarrows$ α — cristobalit decurg greu, uneori fiind chiar neobservabile, spre deosebire de transformarea $\alpha \rightarrow \beta \rightarrow \gamma$ care are loc rapid, cu viteză foarte mare. Graficul din figura 5 ilustrează variația dilatării pentru cele trei stări principale (cuarț, tridimit, cristobalit), ale cărămizii silica, din care rezultă și mai clar că din punctul de vedere al stabilității termice a cărămizii silica cele mai periculoase sînt transformările cristobalitului care sînt însoțite de variații neuniforme și bruște de volum, în timp ce ale cuarțului și tridimitului sînt relativ mai uniforme.

Pe baza acestor considerații asupra mecanismului și cineticii proceselor de transformare în cărămizile silica, în practica diverselor uzine s-au folosit regimuri diferite de încălzire a cuptoarelor Martin.

Regimurile de încălzire mai vechi, așa-numitele regimuri clasice, prevedeau o durată totală a încălzirii foarte mare, variind între 72 și 180 ore, în funcție de capacitatea, construcția cuptorului, caracterul reparației etc.

Justificarea unor durate mari de încălzire se făcea în baza ipotezei că este necesară o perioadă de uscare avansată a zidăriei pentru ca nu cumva, la evacuarea prea rapidă a umezelii, să se producă degradarea acesteia, și, de asemenea, este necesară o trecere foarte lentă peste punctul de transformare (după unii autori, chiar cu paliere) pentru a se evita pericolul de fisurare din cauza variațiilor de volum.

Graficele din figurile 6 și 7 au în vedere respectarea acestor deziderate [6, 7]. Pentru stabilirea unor diagrame de încălzire ca cele menționate se prevăd chiar metode analitice de calcul prin care determinarea vitezei de creștere a temperaturii se face în funcție de dinamica admisibilă a dilatării (de obicei se respectă valoarea de 0,0125%/h).

Numeroase studii întreprinse în ultimul timp, completate cu rezultate practice bune obținute în multe oțelării din U.R.S.S., S.U.A., R.D.G. [8], au demonstrat netemeinicia exagerărilor în ce privește restricțiile impuse la uscarea și încălzirea cuptoarelor. S-a dovedit astfel că prezența umidității în zidărie nu constituie, neapărat, cauza formării eventualelor fisuri în cărămidă. A explica deci deteriorarea zidăriei prin lipsa unei uscări foarte încete și îngrijite este eronat și chiar dăunător. Cărămizi silica umezite devin mai rezistente în ce privește fisurarea la încălziri bruște. Acest lucru este normal dacă se ține seamă de faptul că, pînă la eliminarea apei, temperatura cărămizii pe fața încălzită nu poate depăși temperatura de evaporare. Fenomenul de evaporare pe adîncimea materialului se petrece destul de încet și progresiv, astfel încît transformă acest pretins neajuns într-un bun mijloc pentru reglarea temperaturii pe grosimea cărămizii. Din acest raționament rezultă că nu este justificată utilizarea unei perioade exagerat de mari de uscare a zidăriei (nu se are în vedere uscarea izolației de șamotă peste care urmează să se execute zidăria de magnezită), ci procesul de uscare trebuie să se petreacă

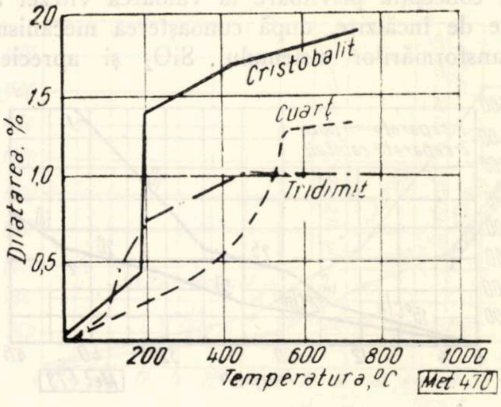


Fig. 5

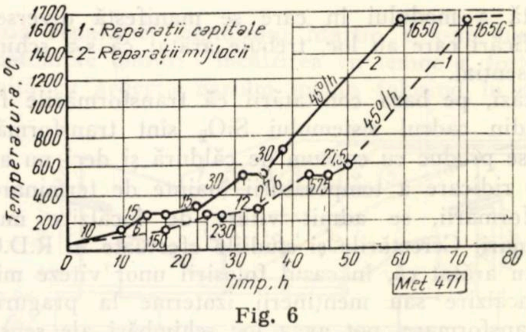


Fig. 6

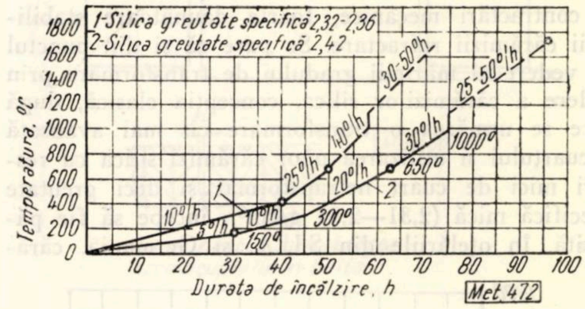


Fig. 7

o dată cu încălzirea, fiind favorabil reglării vitezelor de încălzire, propagării cu viteză nepericuloasă a temperaturii în adîncimea zidăriei. De asemenea, concepția privitoare la valoarea vitezei admisibile de încălzire, după cunoașterea mecanismului transformărilor sistemului SiO_2 și aprecierea corectă a modului în care se manifestă diversele modificări care au loc, trebuie arătat că s-a schimbat esențial.

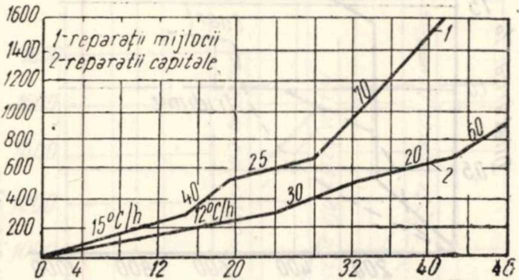


Fig. 8

Astăzi, pe baza constatării că transformările fazice din cadrul sistemului SiO_2 sînt transformări care se produc cu consum de căldură și deci nu are loc o ridicare a temperaturii înainte de terminarea transformării, se admit viteze de încălzire mult mai mari. Cercetările și studiile efectuate în R.D.G. [8] au arătat că, în cazul folosirii unor viteze mici de încălzire sau menținerii izoterme la pragurile de transformare, pot avea loc schimbări ale sensului de transformare, însoțite nemijlocit de dilatări și contractări mecanice, foarte dăunătoare stabilității cărămizii refractare. Se pare că și din punctul de vedere al mărimii gradului de transformare prin ardere a cărămizilor silica, concepția clasică, după care se urmărea o transformare cît mai avansată a cuarțului și utilizarea unor cărămizi silica cu resturi mici de cuarț netransformat și deci greutate specifică mică (2,31—2,34 g/cm³), începe să fie părăsită. În oțelăriile din S.U.A. și Germania, cărămizile silica, sînt utilizate din ce în ce mai mult, fabricate din cuarțite cu viteză redusă de transformare, care au pînă la 30% cuarț netransformat și deci greutate specifică mai mare (2,40—2,42 g/cm³) [8, 9].

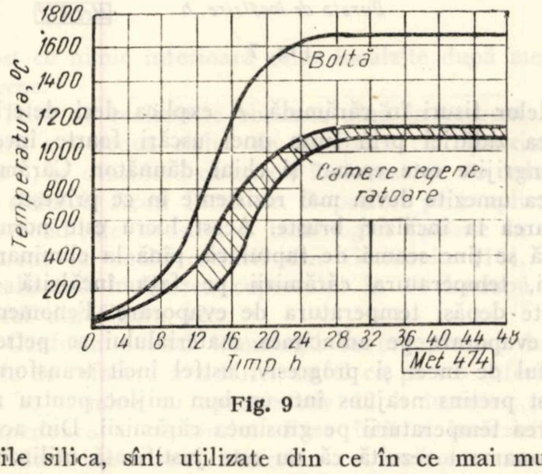


Fig. 9

În baza acestor considerații, în etapa actuală încălzirea cuptoarelor Martin cu bolți silica se face cu viteze mult mai mari de încălzire, durata ciclului fiind mult redusă. Astfel, în figurile 8, 9 și 10 se prezintă diagramele noi după care se conduce încălzirea cuptoarelor la unele oțelării din U.R.S.S. și R.D.G.; în figura 11 se arată alura curbelor de încălzire practicate în S.U.A., Anglia și Franța [9], iar în figura 12 la unele oțelării din Germania [10].

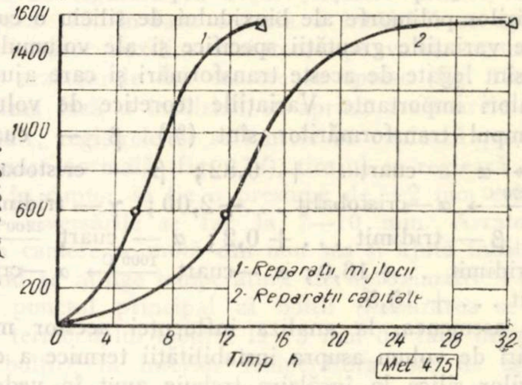


Fig. 10

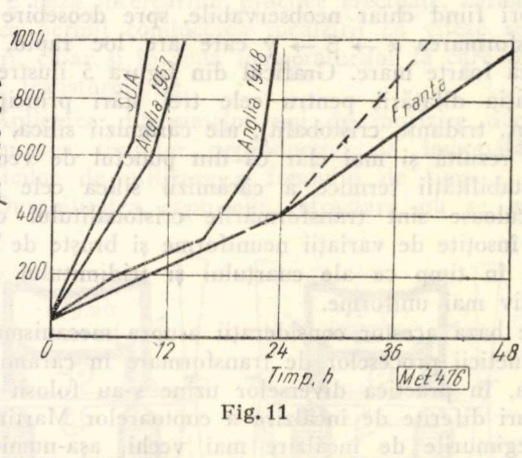


Fig. 11

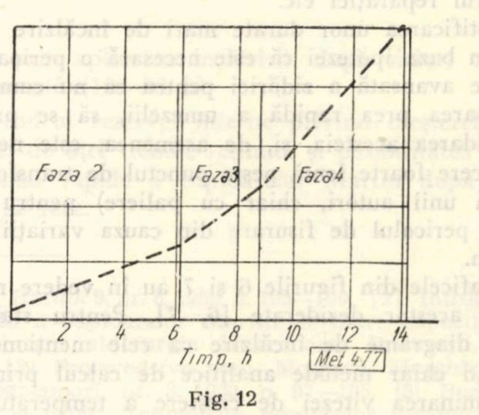


Fig. 12

În cazul nostru, la cuptoarele Martin cu căptușeala bazică și bolta din cărămizi silica se practica pînă în anul 1962 încălzirea după metoda clasică, cu viteze mici de încălzire și chiar paliere în zonele de transformare, durata totală a încălzirii fiind de aproximativ 110 h. Încălzirea se pornea cu foc de lemne aşezate în tot spaţiul de lucru al cuptorului. Focul de lemne se continua pînă cînd temperatura bolţii ajungea la aproximativ 650°C. În acest timp, spaţiul de lucru era în legătură cu coşul prin camerele de zgură şi regeneratoare, şuberele fiind deschise la jumătate, iar valvele de aer închise. După realizarea temperaturii de aproximativ 650°C în spaţiul de lucru al cuptorului se trecea la încălzirea cu combustibil normal, folosind injectorul reprezentat în figura 13*a*. În această perioadă, şuberele se inversau periodic după aproximativ 30 min, iar valvele continuau să rămînă închise pînă ce bolta ajungea la aproximativ 1 000°C, cînd se presupunea că în camere temperatura a urcat la peste 700°C. Din acest moment se permitea admisia aerului în camere şi deci aparatele de inversare treceau complet pe funcţionare normală, inversările făcîndu-se din ce în ce mai des, astfel încît în final intervalul dintre două inversări nu depăşea 10 min.

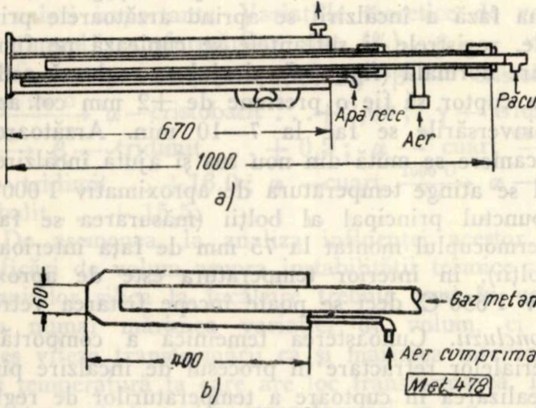


Fig. 13

Această tehnologie de încălzire are următoarele neajunsuri : durată mare a ciclului, folosirea lemnelor la încălzirea iniţială, rămînerea mult în urmă a camerelor regeneratoare în ce priveşte creşterea temperaturii, iar datorită vitezelor mici de încălzire practicate, aveau loc variaţii ale transformărilor care făceau ca la sfîrşitul încălzirii suprafaţa interioară a bolţii să aibă multe cărămizi fisurate (aşchieri).

Datele din literatură, parţial redate, cît şi încercările de laborator privind comportarea cărămizilor indigene silica la diverse regimuri de încălzire au permis să se ajungă la concluzia că nu există riscuri, în cazul folosirii în condiţiile noastre a ciclurilor mai scurte de încălzire.

În acest sens, la primele încercări s-a respectat diagrama de încălzire din figura 14, în baza aceleiaşi metodologii de lucru (descrisă anterior), intensificînd doar regimul termic şi îmbunătăţind controlul termotehnic al încălzirii, deoarece ciclurile noi, mai scurte deci şi cu viteze mai mari de creştere a temperaturii, necesită o supraveghere termotehnică la nivelul cel mai înalt posibil. Cuptorul a fost astfel echipat cu cinci termocuple Pt-Pt Rh amplasate în locurile indicate în schema din figura 15.

Diagrama de încălzire realizată la reparaţia cuptorului Martin este redată în figura 16 *a*. Pe baza rezultatelor bune obţinute la această încălzire, cu

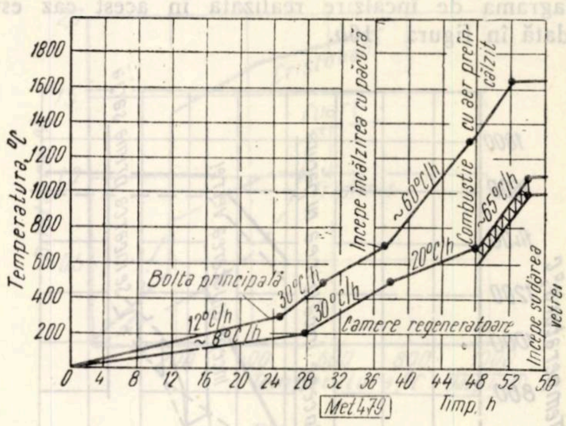


Fig. 14

ocazia reparaţiei cuptorului Martin 2 s-au luat şi următoarele măsuri : încălzirea cu lemne a fost înlocuită cu arderea gazului metan folosind în acest scop trei arzătoare (fig. 13*b*, la fiecare uşă de lucru cîte un arzător) conform schemei din figura 15 ; s-au introdus două arzătoare de acelaşi tip la

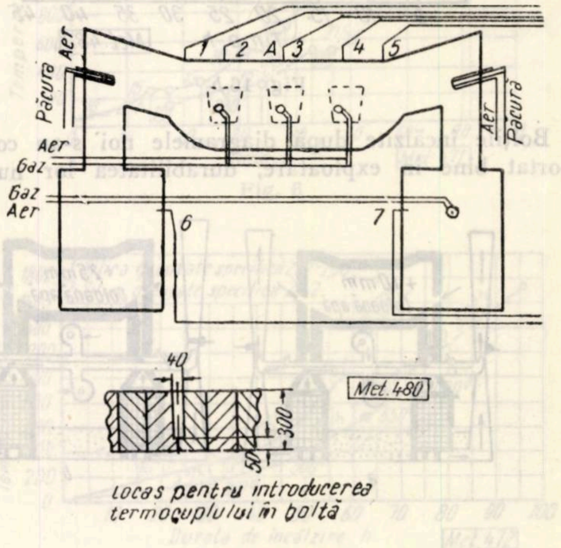


Fig. 15

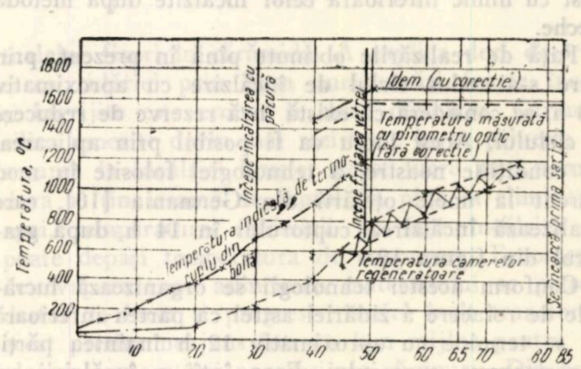


Fig. 16 *a*

camerele de zgură; s-a îmbunătățit echiparea termotehnică a cuptorului prin montarea a cinci termocuple la boltă și două la camerele regeneratoare. Diagrama de încălzire realizată în acest caz este redată în figura 16*b*.

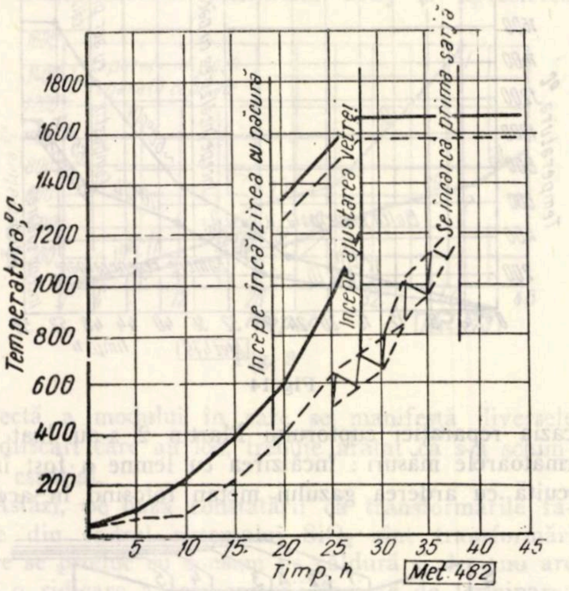


Fig. 16 *b*

Bolțile încălzite după diagramele noi s-au comportat bine în exploatare, durabilitatea lor nu a fost cu nimic inferioară celor încălzite după metoda veche.

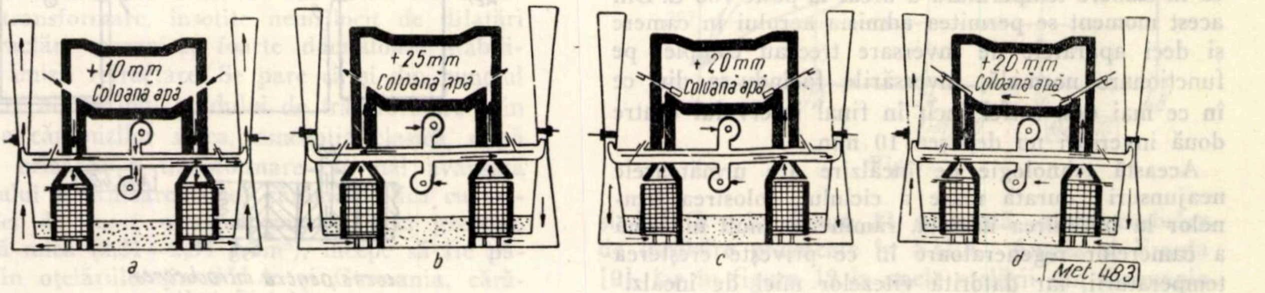


Fig. 17

Față de realizările obținute pînă în prezent, prin care s-a redus ciclul de încălzire cu aproximativ 80 h, se consideră că există încă rezerve de reducere a ciclului. Acest lucru va fi posibil prin aplicarea, în condițiile noastre, a tehnologiei folosite în mod curent la unele oțelării din Germania [10], care realizează încălzirea cuptorului în 14 h după graficul din figura 12.

Conform acestei tehnologii se organizează lucrările de refacere a zidăriei astfel ca partea inferioară să se termine cu aproximativ 12 h înaintea părții superioare a cuptorului. Faza întîi a încălzirii va fi deci încălzirea camerelor cu arzătoare montate la partea superioară a ferestrelor, cuptorul fiind sub tiraj ca în figura 17*a*. În timp de 8—12 h, temperatura camerelor ajunge la 900°C. Urmează preîncălzirea bolții pînă la aproximativ 250°C folosind căldura camerelor regeneratoare. Pentru aceasta, arzătoarele din camere vor fi mutate la partea inferioară a ferestelor, iar cuptorul va avea aparatele de legătură cu coșul (coșurile închise) ca în figura 17*b*. În faza a treia a încălzirii se aprinde un arzător auxiliar mai mare pe vatra cuptorului, iar arzătoarele din camere se opresc (fig. 17*c*). În ultima fază a încălzirii se aprind arzătoarele principale, registrele și suflantele se cuplează pe funcționare normală (fig. 17*d*), tirajul se reglează astfel ca în cuptor să fie o presiune de +2 mm col. apă, iar inversările se fac la 7—10 min. Arzătoarele din camere se mută din nou sus și ajută încălzirea. Cînd se atinge temperatura de aproximativ 1 000°C la punctul principal al bolții (măsurarea se face cu termocuplul montat la 75 mm de fața interioară a bolții), în interior temperatura este de aproximativ 1 650°C, deci se poate începe fritarea vetrei.

Concluzii. Cunoașterea temeinică a comportării materialelor refractare în procesul de încălzire pînă la realizarea în cuptoare a temperaturilor de regim trebuie să stea la baza prescripțiilor tehnologice.

Pe baza încercărilor practice efectuate, cărămizile silica permit conducerea încălzirii cu viteze relativ mari, chiar și în zona temperaturilor la care se petrec transformările.

Aplicarea diagramelor noi de încălzire duce la reducerea timpilor neproductivi, la îmbunătățirea indicilor de utilizare a fondului de timp.

Durabilitatea căptușelii refractare nu se micșorează prin aplicarea încălzirii, după cicluri cu durată scurtă (12—36 h).

În cadrul rezervei interne privind creșterea producției de oțel trebuie reținută și posibilitatea încălzirii mai rapide a cuptoarelor Martin după reparații la rece.

---

[1] *Hutnik* 9, nr. 6, 1959, p. 195—199. [2] Întreținerea la cald a cuptoarelor Martin de mare capacitate la Combinatul siderurgic Hunedoara, București, IDT, 1961. [3] Proizvodstvo stali. Moscova, Mașghiz, 1961. [4] Ogneuporî, nr. 3, 1960, p. 97—105. [5] *Budnikov, P. P.* și colab. Tehnologia produselor ceramice. București, Editura tehnică, 1951. [6] Îndrumător pentru folosirea materialelor refractare. București, IDT, 1953. [7] *Rău, A.* Elaborarea oțelurilor. București, Editura tehnică, 1959. [8] Neue Hütte, nr. 8 și 9, 1956. [9] Circulaire d'informations techniques, nr. 6, 1959. [10] Technische Mitteilungen 50, nr. 9—10, 1957, p. 326—327.

CZ 621.73 : 621.642

Forjarea corpurilor de înaltă presiune

Ing. GAMALIEL MIHEȚ
Uzina „Progresul" — Brăila

In industria chimică se folosește o mare diversitate de recipienți care lucrează la temperaturi și presiuni înalte. Astfel, o serie de procese chimice, ca : sinteza amoniacului și metanolului, hidrogenarea cărbunelui și a hidrocarburilor grele etc. sînt posibile numai sub presiuni înalte de 100—1 000 at și chiar peste 1 000 at.

Atît solicitările la care sînt supuse aparatele de înaltă presiune în timpul exploatării, cît și avariile pe care le pot produce în caz de defecțiune, fac necesare o serie de condiții atît la proiectarea cît și la execuția acestor aparate.

Corpul aparatului, care reprezintă un cilindru cav cu pereți groși, sub influența presiunii hidrostatice interioare se găsește în condițiile unei solicitări complexe cînd acționează toate cele trei tensiuni principale. Din această cauză, la stabilirea procesului tehnologic de execuție, o atenție deosebită se dă corpului aparatului care este cel mai important detaliu și care este totodată supus celor mai mari solicitări.

În prezent, corpurile de înaltă presiune se realizează din construcții asamblate sau se obțin din semifabricate cave forjate pe dorn.

Recent, la forja uzinei „Progresul"—Brăila, în cadrul sarcinilor de plan tehnic a fost asimilată forjarea prin întindere pe dorn a corpurilor de înaltă presiune. În tabelă este prezentat procesul tehnologic de forjare a mantalei cilindrice pentru un separator de amoniac din circuitul sintezei amoniacului, cu următoarele caracteristici : diametrul interior — 400 mm ; diametrul exterior — 560 mm ; lungimea — 4 000 mm ; presiunea de regim — 325 at ; presiunea de probă — 425 at ; temperatura inferioară — 15°C ; temperatura superioară — 40°C, mediul de lucru fiind un amestec de amoniac, hidrogen și azot.

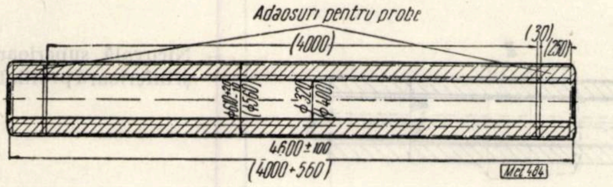


Fig. 1

În figura 1 este prezentat desenul piesei forjate prevăzută cu adaosurile de prelucrare necesare și cu adaosurile pentru probe.

La elaborarea procesului tehnologic de forjare pentru această categorie de piese se disting în mod deosebit două faze : pregătirea lingoului în vederea forjării pe dorn și forjarea prin întindere pe dorn.

În continuare sînt prezentate principalele considerații care au stat la baza elaborării procesului tehnologic de forjare a mantalei cilindrice pentru separatorul de amoniac și construcția sculelor speciale folosite pentru realizarea acesteia.

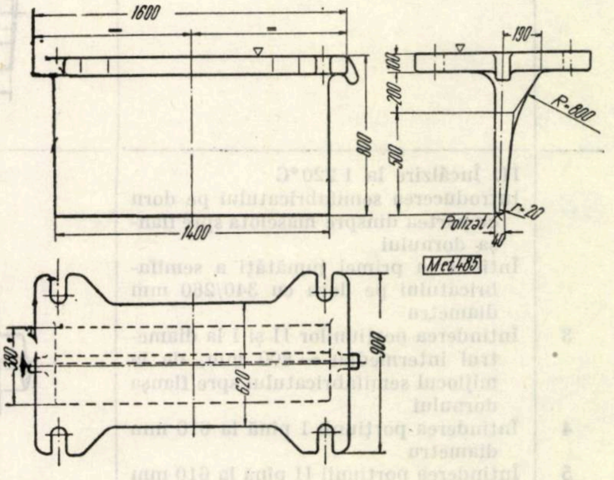


Fig. 2

Pregătirea lingoului în vederea forjării pe dorn. În practica fabricației acestei categorii de piese forjate se utilizează mai multe metode de pregătire a lingoului în vederea operației de întindere pe dorn, dintre care cele mai folosite sînt :

— șutajul lingoului la cald, urmat de găurire la rece pe mașini de așchiere speciale ;

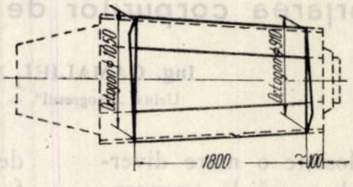
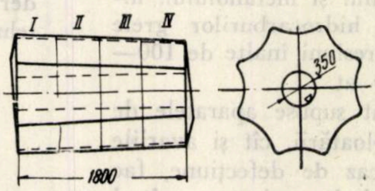
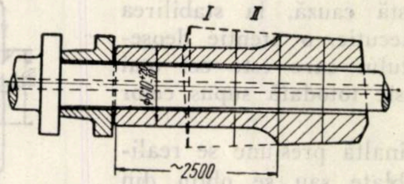
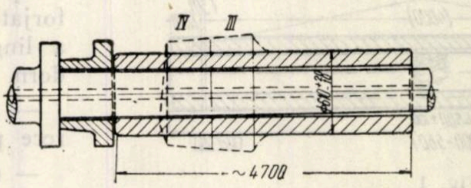
— efectuarea întregului volum de lucrări pregătitoare la cald în secția de forjă ; în acest caz, pentru ușurarea operației de găurire și micșorarea pierderii de metal lingoul este refulat în prealabil, iar pentru îndepărtarea zonei centrale cu defecte metalurgice a lingoului găurirea blocului se face cu dorn cav ;

— utilizarea lingourilor cave care permit eliminarea operațiilor pregătitoare, grele și laborioase.

Din lipsa utilajului de forjare și turnare necesar s-a adoptat prima metodă de pregătire a lingoului, care este însă mai puțin economică și care are cel mai lung ciclu de fabricație în comparație cu celelalte metode.

Pentru determinarea dimensiunilor semifabricatului se pornește de la desenul piesei forjate, între

Tabela 1

Numărul operației	Numărul caldului și denumirea operației	Schița	Sculele folosite
	I. Încălzire la 1 000 °C		
1	Șutajele maselotei și ale piciorului lingoului		— Topor
	Răcirea în groapa cu nisip		— Platou
2	Găurirea axială la rece prin așchiere		— Mașină de găurit Cap de găuri Ø 350 mm
	II. Încălzire la 1 220 °C		
	Introducerea semifabricatului pe dorn cu partea dinspre maselotă spre flanșa dornului		— Dorn Ø 340/Ø 260
	Întinderea primei jumătăți a semifabricatului pe dorn cu 340/260 mm diametru		— Nicovală superioară și inferioară profilată
3	Întinderea porțiunilor II și I la diametrul intermediar ~ 800 mm, de la mijlocul semifabricatului spre flanșa dornului		
4	Întinderea porțiunii I pînă la 610 mm diametru		
5	Întinderea porțiunii II pînă la 610 mm diametru		
	Extragerea piesei de pe dorn		
	Introducerea semifabricatului în cuptor pentru reîncălzire		
	III. Încălzire la 1 220 °C		
	Introducerea semifabricatului pe dorn cu capătul dinspre piciorul lingoului spre flanșa dornului		— Dorn Ø 340/Ø 260
	Întinderea celei de a doua jumătăți a semifabricatului pe dorn cu 340/260 diametru		— Nicovală superioară și inferioară profilată
6	Întinderea porțiunilor a III-a și a IV-a la diametrul intermediar ~ 800 mm, de la mijlocul semifabricatului spre flanșa dornului		
7	Întinderea porțiunii a IV-a pînă la 610 mm diametru		
8	Întinderea porțiunii a III-a pînă la 610 mm diametru		
9	Finisarea la dimensiuni pe toată lungimea și redresare	Forjarea de finisare se va face numai spre flanșa dornului	
	Controlul dimensional		
	Extragerea piesei de pe dorn		
	Răcirea în groapa de răcire cu nisip		
10	Tratament termic de recoacere	Conform instrucțiunilor tehnologice	
11	Eboșarea în vederea tratamentului termic final	La secția mecanică	
12	Tratament termic final: decuparea adaosurilor pentru probe, confecționarea epruvetelor și efectuarea încercărilor mecanice	Conform instrucțiunilor tehnologice	

greutățile semifabricatului și ale piesei forjate existînd următoarea relație :

$$G_s = G_p + G_g + \frac{G_p}{100}\cdot a, \qquad (1)$$

în care G_s este greutatea semifabricatului, kg ; G_p — greutatea piesei forjate, circa 8 200 kg ; G_g — greutatea materialului îndepărtat prin găurirea lingoului, kg ; a — pierderile prin ardere, circa 8%.

Lungimea semifabricatului se stabilește din condiția de realizare a coroiajului cerut la operația de întindere pe dorn, care de regulă se ia minimum 2. Pentru realizarea unui coroiaj de 2,5, lungimea semifabricatului trebuie să fie :

$$L = \frac{l}{2{,}5} = 1\,800 \text{ mm},$$

în care L este lungimea semifabricatului, mm ; l— lungimea piesei forjate, 4 700 mm.

Diametrul găurii axiale din lingou se determină din condiția ca dornul să poată fi introdus cu ușurință. Astfel, pentru dornul cu diametrul de 340 mm este necesară o gaură de 350 mm.

Introducînd aceste valori în egalitatea (1) se determină valoarea diametrului semifabricatului, care este de 980 mm. Pentru obținerea blocului cu greutatea și diametrul stabilit este necesar să se pornească de la un lingou de 18 t ; pentru realizarea operațiilor pregătitoare au fost proiectate și executate scule speciale.

Operația de șutare a maselotei și a piciorului lingoului a fost realizată prin tăiere la cald pe trei părți, cu ajutorul toporului arătat în figura 2, care poate fi prins pe traversa mobilă a presei hidraulice.

Pentru găurirea lingoului a fost proiectată și realizată o mașină specială, prevăzută cu un cap de găurire inelar. Pe această mașină pot fi găurite toate lingourile din gama celor folosite în forja uzinei, iar prin înlocuirea capului de găurire pot fi executate găuri de diametre diferite.

Forjarea prin întindere pe dorn. Prin operația de întindere a semifabricatului cav pe dorn se realizează obținerea măririi lungimii în detrimentul diametrului exterior și al grosimii pereților.

Operația de întindere pe dorn se execută în nicovale profilate sau combinate.

Întinderea pe dorn a pieselor cave cu ajutorul nicovalelor plane duce la deformarea găurii în direcție perpendiculară pe direcția de presare (lărgire). Pentru evitarea sau reducerea acestei deformații se utilizează nicovale profilate.

Alegerea nicovalelor se face în modul următor : dacă grosimea peretelui piesei forjate este mai mică decît jumătatea diametrului dornului — forjarea trebuie executată în nicovale profilate ; dacă grosimea peretelui piesei forjate este mai mare decît jumătatea diametrului dornului — forjarea poate fi executată în nicovale combinate (nicovală inferioară profilată, nicovală superioară plană). Lățimea nicovalelor profilate se ia de obicei (0,45—0,50) b, unde b este lățimea normală a nicovalelor plane. În cazul de față, forjarea trebuie să fie executată în nicovale profilate.

În figura 3 sînt prezentate nicovalele folosite. Nicovalele respective sînt obținute prin turnare din oțel OT55 și sînt prevăzute cu adaosuri de prelucrare numai pe suprafețele de prindere. Profilul de lucru se ajustează prin polizare.

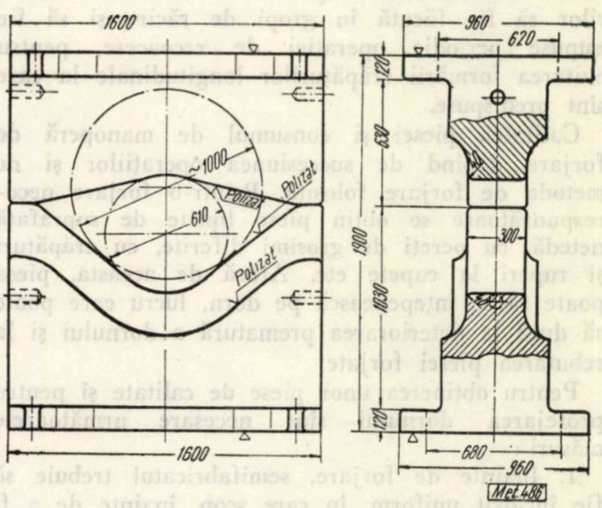


Fig. 3

Construcția dornului folosit pentru forjarea mantalei cilindrice a separatorului de amoniac este prezentată în figura 4.

Porțiunea de lucru a dornului de forjare se execută cu o conicitate pînă la 12 mm pe un metru lungime, iar la partea groasă are prevăzută o flanșă pentru ușurarea extragerii piesei forjate de pe dorn. Pentru execuția în bune condiții a operației de întindere, partea activă a dornului trebuie să fie prelucrată îngrijit și unsă.

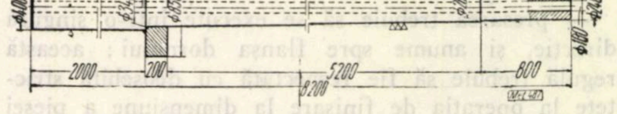


Fig.

Pentru răcirea cu apă în timpul lucrului, dornurile mari sînt prevăzute cu o gaură axială. Gaura în dorn se execută cu un diametru pînă la 1/3 din diametrul mediu al dornului. În funcție de mărime, dornurile se execută din oțel carbon sau din oțeluri aliate forjate. Dornurile de dimensiuni mari, executate din oțel carbon cu un conținut de 0,2—0,3% C, dau rezultate bune în exploatare. Dornurile cu diametre mai mici și lungime mare se recomandă să fie executate din oțeluri Cr-Ni, Cr-Ni-Mo sau Cr-V.

Înainte de utilizare, dornul trebuie încălzit la 150—250°C și uns din abundență cu o suspensie de grafit în ulei. Încălzirea dornului înainte de forjare reduce schimbul de căldură dintre lingou şi dorn, care are loc în primele momente ale forjării, şi elimină pericolul de rupere a dornului. Pe suprafaţa de lucru a dornului nu sînt permise defecţiuni şi adîncituri, deoarece acestea duc la mărirea aderenţei piesei pe dorn.

Se recomandă ca, după utilizare, răcirea dornurilor să fie făcută în gropi de răcire şi să fie supuse periodic operaţiei de recoacere, pentru evitarea formării crăpăturilor longitudinale la care sînt predispuse.

Calitatea piesei şi consumul de manoperă de forjare depind de succesiunea operaţiilor şi de metoda de forjare folosită. Printr-o forjare necorespunzătoare se obţin piese lipsite de suprafaţă netedă, cu pereţi de grosimi diferite, cu crăpături şi ruperi la capete etc. Afară de aceasta, piesa poate să se înţepenească pe dorn, lucru care poate să ducă la deteriorarea prematură a dornului şi la rebutarea piesei forjate.

Pentru obţinerea unor piese de calitate şi pentru protejarea dornului sînt necesare următoarele măsuri :

1. Înainte de forjare, semifabricatul trebuie să fie încălzit uniform, în care scop, înainte de a fi scos din cuptor, se roteşte la 180°C şi se menţine un timp suficient pentru uniformizarea temperaturii pe secţiune.

2. Semifabricatul se introduce pe dorn cu multă atenţie, astfel încît între semifabricat şi bucşa dornului să se lase o distanţă suficientă pentru ca, prin întindere, semifabricatul să se sprijine cu capătul în bucşa dornului şi — pe măsură ce se continuă operaţia de întindere — semifabricatul să iasă de pe dorn, uşurîndu-se astfel extragerea piesei de pe dorn.

3. În timpul forjării trebuie să se respecte următoarele reguli :

— presarea trebuie să se execute într-o singură direcţie, şi anume spre flanşa dornului ; această regulă trebuie să fie respectată cu deosebită strictețe la operaţia de finisare la dimensiune a piesei forjate ; forjarea fără respectarea direcţiei unice de avans duce la mărirea aderenţei piesei pe dorn şi deci va face foarte dificilă extragerea ei de pe dorn ;

— rotirea piesei în jurul axei longitudinale în timpul forjării trebuie făcută uniform şi cu acelaşi unghi de rotire ; dacă rotirea nu se face cu acelaşi unghi, se obţin pereţi cu grosimi diferite şi capete deformate ;

— în primul rînd se forjează capetele, deoarece se răcesc mai repede ; pentru evitarea formării crăpăturilor se recomandă ca forjarea capetelor să se întrerupă la o temperatură de 100—150°C peste temperatura de sfîrşit de forjare prescrisă pentru oţelul respectiv.

Extragerea dornului se face cu ajutorul extractorului hidraulic sau cu ajutorul mesei mobile a presei (fig. 5), şi anume cu nicovala superioară se reţine bucşa şi, prin intermediul ei, piesa forjată, în timp ce prin deplasarea mesei mobile şi a nicovalei inferioare se extrage dornul din piesă. Prezenţa bucşei asigură distanţa necesară pentru intrarea nicovalelor între piesă şi flanşa dornului.

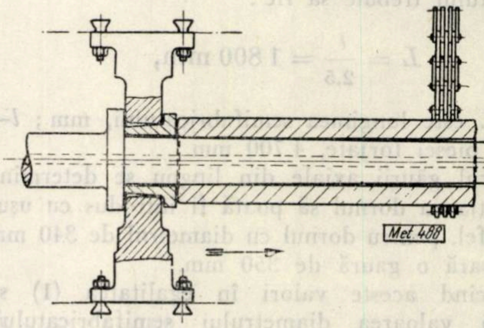


Fig. 5

Asimilarea forjării corpurilor de înaltă presiune reprezintă o realizare importantă • a industriei noastre constructoare de maşini în plină dezvoltare şi face posibilă realizarea în ţară a unor aparate pentru industria chimică, care s-au procurat pînă în prezent din import.

---

[1] *Gonciarov, M. A.* Kovka krupnîh pokovok. Moscova. Maşghiz, 1945. [2] *Zlatkin, M. G.* Spravocinik rabocego kuznecinoştanpovocinogo proizvodstva. Moscova, Maşghiz, 1961. [3] *Echimov, K. K.* Izgotovlenie pokovok pod kovocinîmi molotami i pressami. Moscova, Maşghiz, 1958. [4] *Korndorf, B. A.* Tehnika vîsokih davlenii v himii. Moscova, 1952.

CZ 621.744.58.045

Perfecţionarea procedeului de turnare în forme întărite cu CO_2

Ing. IOAN BOBOŞ
I.R.M.A. – Timişoara

Pe baza experimentărilor efectuate la Uzina metalurgică—Sinaia, I. Fonaghi—Braşov şi Uzinele mecanice — Timişoara s-a stabilit că procedeului de turnare în forme întărite cu CO_2, aşa cum se practică, i se pot aduce anumite îmbunătăţiri şi perfecţionări, astfel ca piesele turnate să aibă suprafeţe curate, netede, iar gradul lor de precizie să fie identic cu cel al pieselor turnate prin procedeul de precizie în coji de bachelită. În plus, printr-o utilizare mai raţională a gazului CO_2 şi printr-un grad de mecanizare mai avansat, piesele turnate prin procedeul CO_2 perfecţionat vor avea un preţ de cost mai redus decît cele turnate prin procedeul CO_2 normal, adică așa cum se practică astăzi.

Perfecționările mai importante ce trebuie aduse operațiilor tehnologice caracteristice procedeului de turnare în forme întărite cu CO_2 normal, sînt descrise în cele ce urmează, în ordinea executării acestor operații.

Prepararea amestecurilor și executarea formelor coji. Obișnuit, pentru prepararea amestecurilor de forme și miezuri se utilizează următoarea rețetă: nisip cuarțos de Văleni care constituie elementul de bază; melasă; silicat de sodiu; petrol lampant — în diferite proporții.

Piesele turnate în forme și miezuri din acest amestec, uscate artificial în prealabil, prezintă la suprafață fenomene de sinterizare și rugozități, deci și un grad de precizie redus. Apariția acestor defecte se datorește refractarității reduse a nisipului cuarțos de Văleni și fenomenului de contracție ce are loc în masa formelor în timpul turnării, între limitele de temperatură 570—670°C.

Amestecul de forme, preparîndu-se obișnuit în malaxor cu melc, deschis, deci venind în contact direct cu bioxidul de carbon din atmosferă, se va produce alterarea lui în zonele superioare.

Aceste deficiențe se elimină prin adoptarea, în procesul tehnologic de preparare a amestecurilor de forme, a următoarelor perfecționări: utilizarea unui amestec pentru forme și miezuri, pe bază de nisip de zirconiu, granulația 0,1/0,3 — 100 părți și silicat de sodiu — opt părți; sau nisip crom-magnezită, granulația 0,2/0,4 — 100 părți, apă — 10 părți, silicat de sodiu — 10 părți.

Dezavantajul principal al nisipului de zirconiu, și în măsură mai mică al nisipului de crom-magnezită, constă în faptul că aceste nisipuri au un preț de cost prea ridicat.

Rezultate corespunzătoare, similare cu cele obținute în cazul nisipurilor de zirconiu și crom-magnezită, se obțin și la formele și miezurile executate cu rețete pe bază de nisip cuarțos de Văleni, dacă suprafața activă, care vine în contact cu metalul lichid al acestor forme și miezuri, este tratată, înainte de turnare, cu vopsele refractare.

Cea mai indicată rețetă de amestec pe bază de nisip cuarțos de Văleni are în componența sa următoarele: nisip cuarțos de Văleni, avînd fracția de bază a granulației 0,1/0,3—93,86%; melasă cu $\gamma = 1{,}38$ g/cm³ — 0,46%; petrol lampant — 0,18%; silicat de sodiu avînd $\gamma = 1{,}5-1{,}55$ și modulul $\frac{SiO_2}{Na_2O} = 2{,}4-2{,}6-5{,}50\%$.

În vederea preparării acestui amestec din materialele respective sînt introduse, în agregatul de amestecare, în ordinea următoare: nisipul cuarțos, melasa, petrolul lampant și silicatul de sodiu. După introducerea fiecărui sort de material se execută o amestecare de circa 3—4 min.

Pentru a se evita alterarea amestecului în timpul preparării, mai ales cînd se face amestecarea cu silicat de sodiu, cupa agregatului în care se face amestecarea trebuie să fie prevăzută cu un capac ce se închide etanș, astfel ca bioxidul de carbon din aerul atmosferic să nu poată veni în contact cu amestecul. Silicatul de sodiu este introdus în agregat cu ajutorul unui dispozitiv format dintr-o pîlnie și patru brațe, iar amestecarea lui este continuată pînă cînd fiecare grăunte de nisip va fi învelit într-o peliculă fină de silicat de sodiu.

Amestecul de forme astfel preparat va fi evacuat din malaxor și transportat, cu ajutorul unor elevatoare închise ermetic în tuburi, la silozurile etanșe ale mașinilor de format.

În figura 1 este arătată instalația îmbunătățită pentru executarea formelor-coji: *1* — mașină de format mecanic MFT-02; *2* — siloz; *3* — masa mașinii de format; *4* — suport-bazin al plăcii de model; *5* — placa-model; *6* — rame; *7* — dispozitiv de vibrare și scuturare; *8* — axul principal al mașinii de format; *8'* — braț suport; *9* — suport al dispozitivului pneumatic la presare; *10* — dispozitiv de presare;

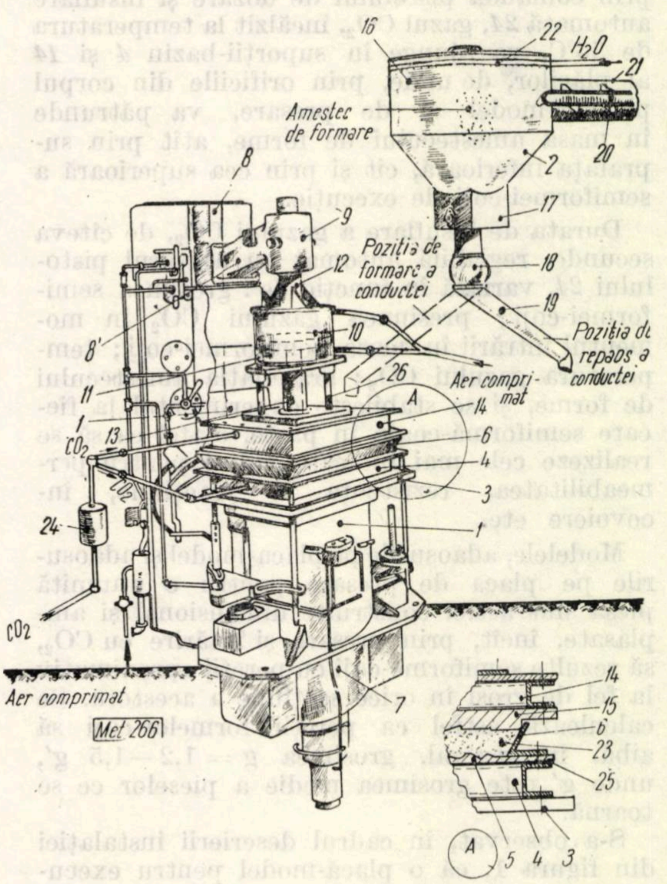


Fig. 1

11 — cilindru pneumatic; *12* — tijă de fixare; *13* — tijă de acționare; *14* — suportul-bazin; *15* — placa de presare; *16* — rezervor; *17* — dozator; *18* — pivot sferic; *19* și *22* — conductă mobilă; *20* — elevator; *21* — tub; *23* — semiformă-coajă; *24* — pistol de dozare și insuflare; *25* — garnitură de cauciuc pentru etanșare; *26* — ghidaj.

Cantitatea de amestec, necesară pentru o anumită formă-coajă, se stabilește experimental astfel ca, după presare, masa semiformei-coji să aibă o permeabilitate cuprinsă între limitele 290—300 la aparatul C. F. și o rezistență de circa 10 kgf/cm^2. Gradul de presare a semiformei-coji, deci permeabilitatea acesteia, poate fi variat atît prin variația cantității specifice de amestec de forme vărsat în rama formei, cît și prin ridicarea sau coborîrea cilindrului pneumatic în suportul său *9*, cursa pistonului cilindrului fiind constantă. Cînd amestecul de formare din rama *6* se găsește în stare presată, prin comanda pistolului de dozare și insuflare automată *24*, gazul CO_2, încălzit la temperatura de 35°C, va ajunge în suporții-bazin *4* și *14* ai plăcilor, de unde, prin orificiile din corpul plăcilor-model și de presare, va pătrunde în masa amestecului de forme, atît prin suprafața inferioară, cît și prin cea superioară a semiformei-coji de execuție.

Durata de insuflare a gazului CO_2, de cîteva secunde, reglabilă automat cu ajutorul pistolului *24*, variază în funcție de: grosimea semiformei-coji; presiunea gazului CO_2 în momentul intrării în masa semiformei-coji; temperatura gazului CO_2; granulația amestecului de forme, și se stabilește experimental la fiecare semiformă-coajă în parte, astfel ca să se realizeze cele mai indicate valori pentru permeabilitatea, rezistența la tracțiune, încovoiere etc.

Modelele, adaosurile pe placa-model și adaosurile pe placa de presare pentru o anumită piesă sînt astfel construite dimensional și amplasate, încît, prin presare și întărire cu CO_2, să rezulte semiforme-coji cu pereții aproximativ la fel de groși în orice secțiune a acestora. Se calculează astfel ca pereții formelor-coji să aibă, în general, grosimea $g = 1{,}2 - 1{,}5\ g'$, unde g' este grosimea medie a pieselor ce se toarnă.

S-a observat, în cadrul descrierii instalației din figura 1, că o placă-model pentru executarea formelor-coji este formată, de fapt, din următoarele părți principale: partea I a plăcii propriu-zise și partea I a plăcii de presare, care servesc amîndouă la executarea primei perechi de forme-coji; partea a II-a a plăcii-model propriu-zise și partea a II-a a plăcii de presare, care servesc la executarea celei de a doua perechi de forme-coji; suportul-bazin al plăcii — model și de presare și rama de formare.

În figura 2 este indicată partea I a plăcii-model pentru executarea formelor-coji, în vederea turnării topoarelor tip A 1,4 și, în acest caz, partea I este asemănătoare cu partea a II-a a plăcii-model (în figura 2: *1* — jumătățile de model de topoare; *2* — adaosuri de formă triunghiulară; *3* — modelul pîlniei de alimentare; *4* — canalul colector; *5* — alimentatoare; *6* — rezervoare-tampon; *7* — strangulări; *8* — canale de aerisire; *9* — goluri; *10* — dopuri de ghidaj; *11* — știfturi; *12* — marca miezurilor; *13* — șanț; *14* șuruburi).

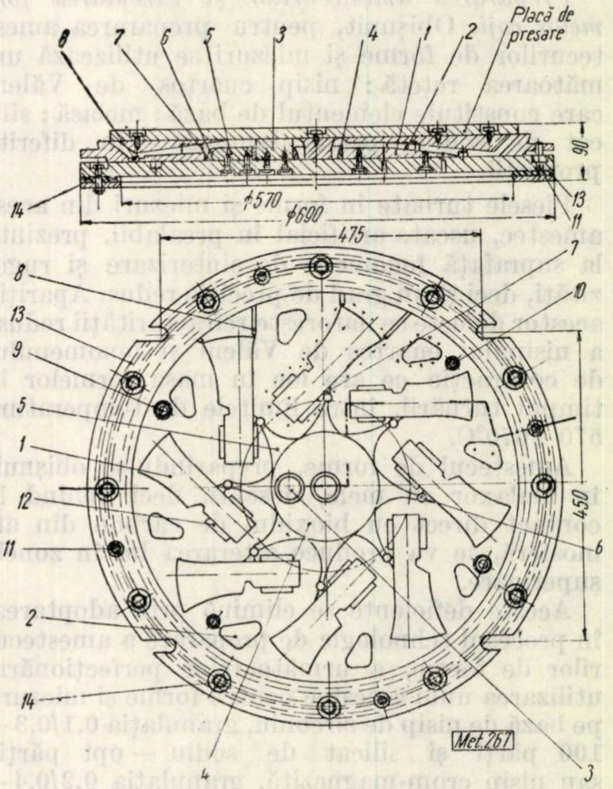


Fig. 2

În figura 3 este indicat suportul-bazin al plăcii-model, care nu este altceva decît o construcție sudată de formă circulară, corespunzătoare cu cea a plăcii. Părțile principale ale suportului-bazin sînt următoarele: *1* — placa de bază; *2* — peretele lateral; *3* — rama suportului, de formă circulară, pe care sînt amplasate 12 găuri care servesc la montarea și fixarea plăcii-model; *4* — nervurile; *5* — două ștuțuri, așezate diametral în peretele lateral, prin care gazul CO_2 intră în suportul-bazin.

În mod obișnuit, în cazul ambelor părți ale plăcii-model se utilizează o singură placă de presare (indicată în figura 4, în care: *1* — placa de bază; *2* — opt adaosuri; *3* — cep).

Suportul-bazin al plăcii de presare este aproape identic cu cel al plăcii-model, indicat în figura 3.

O perfecționare importantă s-a adus și fazei tehnologice de insuflare a gazului CO_2 în masa formelor-coji și a miezurilor.

În practica curentă, gazul CO_2 se insuflă în masa formelor numai printr-o singură suprafață, anume cea activă, la temperatura mediului ambiant.

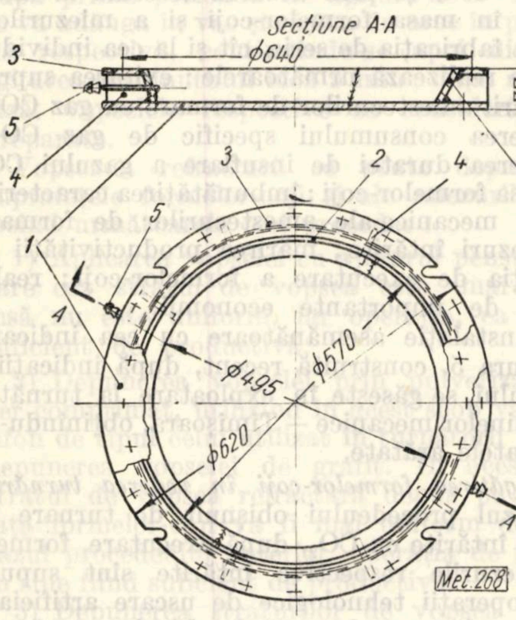

Secțiune A-A
ϕ640
3
5
4
3
2
4
1
2
5
A
ϕ570
ϕ495
ϕ620
Met. 268

Fig. 3

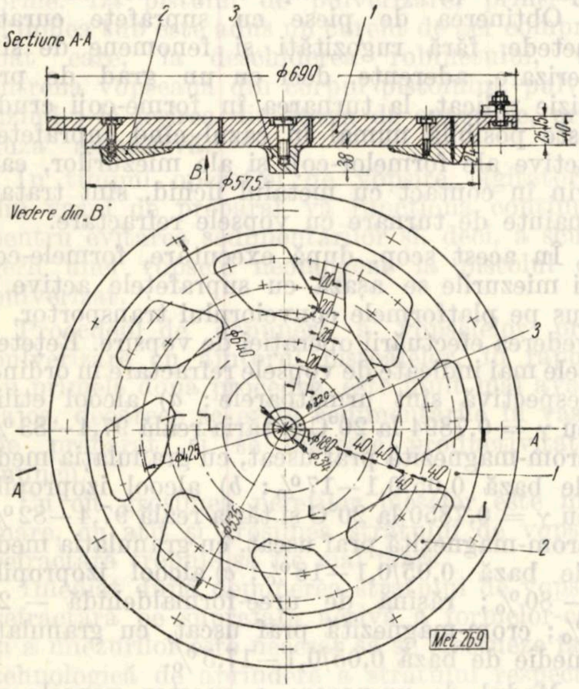

Secțiune A-A
2
3
1
ϕ690
B
ϕ575
Vedere din B
3
A
A
2
Met. 269

Fig. 4

În vederea evitării fenomenului de înghețare a curentului gazos de CO_2 și a reducerii duratei de insuflare, deci a măririi productivității muncii și a reducerii consumului de gaz CO_2, se folosește insuflare de CO_2 în stare încălzită, utilizînd instalația a cărei schemă funcțională este indicată în figura 5 : *1* — butelii încărcate cu CO_2 ; *2* — conductă ; *3* — robinet de închidere ; *4* — aparat de încălzit ; *5* — vas metalic cu pereți dubli și izolație termică ; *6* — serpentine ; *7* — termostat ; *8* — rezistențe de încălzire ; *9* — releu pentru reglarea temperaturii ; *10* — lampă de control ; *11* — dispozitivul de încălzire ; *12* și *14* — conductă izolată ; *13* — robinet de reducere a presiunii la 5—6 at ; *15* — recipient de acumulare ; *16* — termometru ; *17* — manometru ; *18* — robinet de siguranță ; *19* și *21* — tub flexibil ; *20* — pistolul de dozare și comandă ; *22* — suporții-bazin ; *23* — rezervor de aer comprimat.

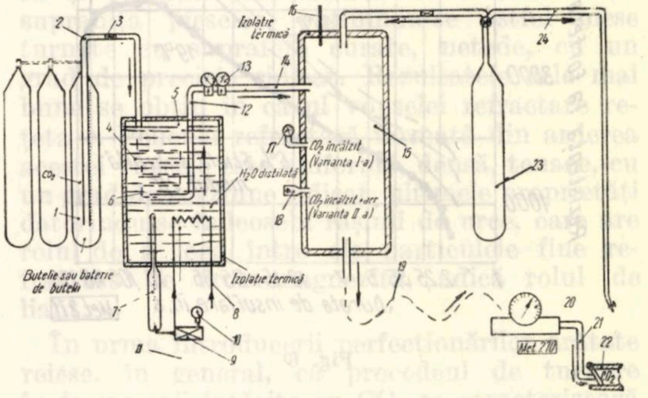

2
3
Izolație termică
16
24
13
14
5
12
4
17
CO₂ încălzit (Varianta I-a)
15
23
CO₂
H₂O distilată
6
CO₂ încălzit + aer (Varianta II-a)
18
1
Butelie sau baterie de butelii
Izolație termică
19
7
8
20
10
21
11
9
22
CO₂
Met. 270

Fig. 5

Utilizarea dozată a gazului CO_2 încălzit, pe lîngă avantajele arătate, mai influențează, după cum reiese din cele de mai jos, în mod pozitiv asupra unor factori tehnico-economici caracteristici fabricației formelor-coji.

Influența pe care o are temperatura gazului CO_2 asupra valorilor rezistenței la forfecare a amestecurilor de formare este ilustrată în figura 6. Din analiza acestor diagrame reies următoarele : în toate cazurile de temperatură a gazului CO_2, o durată prea mare de insuflare a acestui gaz în masa formelor-coji duce la reducerea rezistenței amestecurilor întărite ; menținînd aceeași durată de insuflare și variind doar temperatura gazului CO_2, valorile rezistenței la forfecare a amestecurilor întărite cresc în mod simțitor, cu creșterea temperaturii respective, pînă la o anumită limită, și anume de 40°C, peste care nu mai au loc creșteri ale rezistenței.

Relația existentă dintre valorile rezistenței la forfecare a amestecurilor întărite, durata de insuflare și temperatura gazului CO_2 utilizat pentru întărire sînt arătate în figura 7. Se vede că, pentru a obține aceeași rezistență la forfecare a amestecurilor de forme întărite, este necesar ca, o dată cu creșterea temperaturii gazului CO_2, să se reducă în mod simțitor durata de insuflare.

Rezultă că, pentru a obține aceeași rezistență la forfecare a amestecurilor de forme întărite,

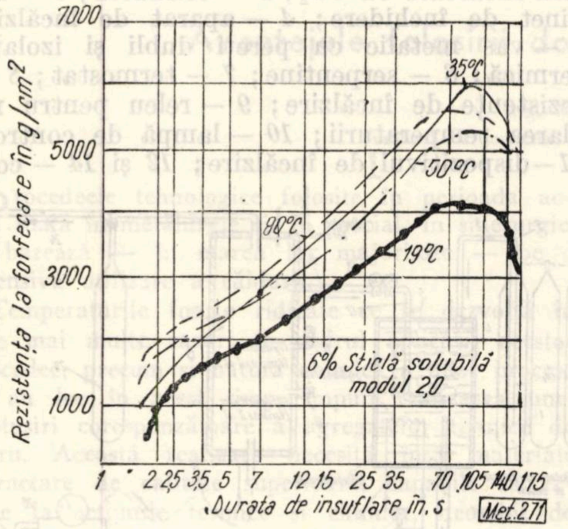


Fig. 6

o dată cu mărirea temperaturii gazului CO_2 utilizat, în anumite limite, este necesar să se reducă în aceeași proporție durata de insuflare, sau invers, o dată cu scăderea temperaturii

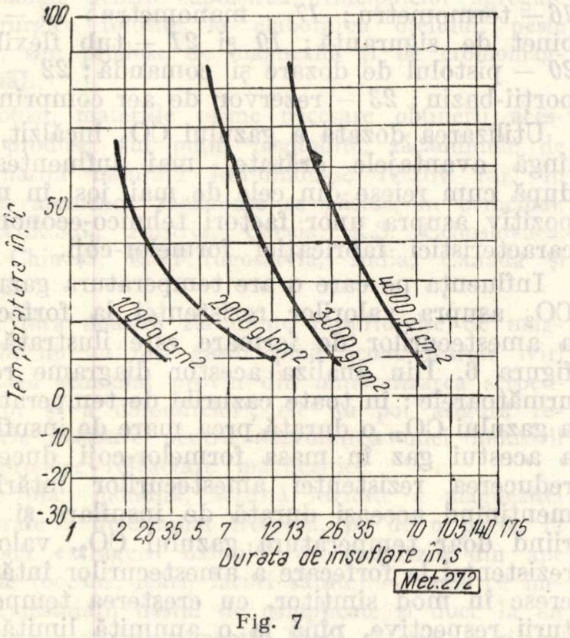


Fig. 7

gazului CO_2 utilizat este necesar să se mărească durata de insuflare a CO_2 gazos în limite corespunzătoare.

Instalația indicată schematic în figura 5 este dotată și cu un rezervor de aer comprimat 23, care servește la îndepărtarea resturilor de amestec de pe suprafața plăcilor-model și de presare, precum și la utilizarea, în cazuri rare, a unui amestec în părți egale de aer comprimat și gaz CO_2, încălzit la întărirea formelor și miezurilor.

Prin utilizarea gazului încălzit la temperatura de 35–40°C și prin dozarea acestuia la insuflarea în masa formelor-coji și a miezurilor, atît la fabricația de serie, cît și la cea individuală, se realizează următoarele : evitarea suprasaturării amestecurilor de formare cu gaz CO_2 ; reducerea consumului specific de gaz CO_2 ; reducerea duratei de insuflare a gazului CO_2 în masa formelor-coji ; îmbunătățirea caracteristicilor mecanice ale amestecurilor de formare și miezuri întărite ; mărirea productivității la operația de executare a formelor-coji ; realizarea de importante economii.

O instalație asemănătoare cu cea indicată în figura 5, construită recent, după indicațiile autorului, se găsește în exploatare la turnătoria Uzinelor mecanice — Timișoara, obținîndu-se rezultatele arătate.

Pregătirea formelor-coji în vederea turnării. În cazul procedeului obișnuit de turnare în forme întărite cu CO_2, după executare, formele și miezurile respective întărite sînt supuse unei operații tehnologice de uscare artificială și naturală, care durează de obicei peste 30 de ore ; acest fapt contravine principiului utilizării procedeului de turnare în forme întărite cu CO_2, procedeu ce se aplică tocmai pentru a elimina operația de uscare a formelor și miezurilor, operație costisitoare necesitînd utilaje speciale și, în același timp, neproductivă.

Obținerea de piese cu suprafețe curate, netede, fără rugozități și fenomene de sinterizare, aderențe, deci cu un grad de precizie ridicat, la turnarea în forme-coji crude, este posibilă numai în cazul cînd suprafețele active ale formelor-coji și ale miezurilor, care vin în contact cu metalul lichid, sînt tratate înainte de turnare cu vopsele refractare.

În acest scop, după executare, formele-coji și miezurile se așază cu suprafețele active în sus pe platformele conveiorului transportor, în vederea efectuării operației de vopsire. Rețetele cele mai indicate de vopsele refractare în ordinea respectivă sînt următoarele : *a*) alcool etilic, cu $\gamma = 0{,}7894$ la 20°C și tăria reală 97,4–83 % ; crom-magnezită praf uscat, cu granulația medie de bază 0,05/0,1–17 % ; *b*) alcool izopropilic cu $\gamma = 0{,}7850$ la 20°C și tăria reală 97,4–82 % ; crom-magnezită praf uscat, cu granulația medie de bază 0,05/0,1–18 % ; *c*) alcool izopropilic — 80 % ; rășină de uree-formaldehidă — 2,5 % ; crom-magnezită praf uscat, cu granulație medie de bază 0,05/0,1–17,5 %.

Modul de preparare a acestor vopsele refractare este următorul ; în vasul metalic al agitatorului mecanic cu palete, acționat de un motor electric, de circa 0,25 kW, se introduce cantitatea de alcool stabilită în rețetă ; se adaugă apoi în vasul respectiv, în proporția indicată de rețetă, în mod treptat, praful de crom-magnezită, după care conținutul din vas se va agita mecanic timp de 5—10 min. În cazul preparării rețetei *c*, de vopsea refractară, după prima perioadă de agitare de 5—10 min se va adăuga în vas și rășina de uree în proporția respectivă, continuîndu-se apoi din nou agitarea conținutului încă 5 min; după această fază, vopselele respective se consideră gata preparate.

Vopseaua refractară se poate depune pe suprafețele formelor-coji și ale miezurilor folosind următoarele trei procedee:

1) Aplicarea vopselei cu ajutorul pensulei, în care caz stratul de vopsea este mai gros, însă nu este uniform, iar operația, ca atare, suficient de productivă.

2) Depunerea vopselei prin pulverizare cu aer comprimat, utilizînd în acest scop vasul cu sifon de tipul celui utilizat în turnătorii pentru depunerea vopselei de grafit. În acest caz, stratul de vopsea refractară depus pe suprafața formelor-coji va fi mai uniform decît în cazul procedeului anterior, operația de tratare în sine fiind suficient de productivă.

3) Depunerea straturilor de vopsea refractară prin pulverizare cu aer comprimat utilizînd pistoale de pulverizare, care sînt legate direct, prin tuburi flexibile, la partea inferioară a vasului de preparat vopsea. În acest caz, vasul de preparat vopsea este așezat la o anumită înălțime în apropierea liniei conveiorului cu forme. La pistolul de pulverizare, printr-un al doilea tub este adus un curent de aer comprimat care, la deschiderea robinetului, va antrena vopseaua din corpul pistolului, pulverizînd-o la ieșirea din țeava de evacuare, prin duza respectivă.

În timpul operației de vopsire, agitatorul din vasul de preparat va funcționa continuu pentru evitarea sedimentărilor și, deci, a scurgerii unei vopsele neomogene la pistolul de pulverizat.

Procedeul de depunere a vopselelor prin pulverizare cu ajutorul pistoalelor, în raport cu primele două procedee, este mult mai avantajos, deoarece se evită sedimentările în vasul de preparat și se mărește productivitatea muncii.

Cu cît grosimea pereților pieselor este mai mare, cu atît și grosimea stratului de vopsea refractară trebuie să fie mai mare.

Imediat după depunerea stratului de vopsea refractară pe suprafața activă a formelor-coji și a miezurilor este necesar să se efectueze faza tehnologică de aprindere a stratului respectiv de vopsea. Prin arderea stratului de vopsea depus, care are loc cu flacără, datorită alcoolului din soluție, pe suprafața formelor-coji și a miezurilor se va forma o peliculă refractară, lipsită complet de umiditate. Această peliculă refractară în contact cu metalul lichid se va comporta ca un strat izolant, cu o refractaritate înaltă între metal și amestecul de forme executat pe bază de nisip cuarțos.

Pelicula refractară, avînd temperatura de sinterizare înaltă, de circa 1 800—1 900°C, nu va permite deci ca metalul lichid să vină în contact cu nisipul cuarțos; ca atare, se va evita și apariția fenomenelor de sinterizare la suprafața pieselor, obțininîdu-se astfel piese turnate cu suprafețe curate, netede, cu un grad de precizie ridicat. Rezultatele cele mai bune se obțin în cazul vopselei refractare rețeta *c*. Pelicula refractară formată din arderea acestei vopsele este uniformă, densă, tenace, cu un grad de coeziune ridicat, ultimele proprietăți datorindu-se îndeosebi rășinii de uree, care are rolul de a lega între ele particulele fine refractare de crom-magnezită, adică rolul de liant.

În urma introducerii perfecționărilor arătate reiese, în general, că procedeul de turnare în forme-coji întărite cu CO_2 se caracterizează printr-un înalt grad de mecanizare, ceea ce contribuie, în primul rînd, la mărirea productivității muncii și la reducerea prețului de cost al pieselor turnate.

În concluzie din cele arătate rezultă că, prin introducerea și adaptarea perfecționărilor descrise, procedeul de turnare în forme întărite cu CO_2, care se practică obișnuit, se transformă, de fapt, într-un procedeu de turnare în forme-coji întărite cu CO_2 perfecționat, obținîndu-se următoarele avantaje: piesele turnate au suprafețele curate, netede, cu aspect plăcut și un grad de precizie ridicat, fiind identice cu piesele turnate prin procedeul de turnare de precizie în coji de bachelită, procedeu însă mai costisitor; prețul de cost al pieselor turnate prin procedeul CO_2 perfecționat este mai mic cu 20—25% decît al pieselor turnate prin procedeul de turnare în forme întărite cu CO_2 obișnuit, cu 35—40% decît al pieselor turnate prin procedeul de turnare de precizie în coji de bachelită, și cu 30—50% decît al pieselor turnate sau forjate prin procedeele clasice de turnare, respectiv forjare.

Rezultă deci că, prin aplicarea și utilizarea procedeului de turnare în forme-coji întărite cu CO_2 perfecționat, se obțin importante economii, atît prin reducerea manoperei de confecționare a pieselor turnate, cît și prin reducerea consumurilor specifice de material, ceea ce contribuie în continuare la reducerea prețului de cost al produselor finale.

CZ 669.1(R):666.763.42

Avantajele folosirii dolomitei în siderurgia R.P.R.

Ing. N. MURGULEȚ
Institutul de proiectări de uzine și instalații metalurgice

Procedeele tehnologice folosite în perioada actuală în metalurgie și, în special, în siderurgie, se bazează — în marea lor majoritate — pe o intensivă utilizare a căldurii.

Temperaturile foarte ridicate ce se dezvoltă în cele mai multe cazuri în cadrul aplicării acestor procedee, precum și natura chimică a unor procese ce au loc în acest timp, impun realizarea unei căptușiri corespunzătoare a agregatelor termice de lucru. Această realizare necesită însă materiale refractare de calitate superioară, capabile să reziste la acțiunile termice și chimice, deosebit de intense, ce au loc în cuptoarele industriale moderne, în care temperatura de încălzire atinge, iar uneori poate depăși, 1 800°C.

Astfel de materiale sînt produsele refractare magnezitice și cromomagnezitice, larg folosite datorită însușirilor lor de rezistență față de acțiunile menționate (din totalul materialelor refractare consumate pentru căptușirea principalelor agregate siderurgice folosite la elaborarea oțelului, peste 50%, sînt produse de magnezită și de cromomagnezită).

Totuși, materiile prime necesare obținerii acestor produse sînt puțin răspîndite, zăcămintele de magnezită naturală întîlnindu-se relativ rar. În lume, asemenea zăcăminte se găsesc, în principal, în U.R.S.S., Austria, Grecia, R.S. Cehoslovacă, R.P. Chineză, R.S.F. Iugoslavia, India, Canada și S.U.A.

În țara noastră zăcăminte propriu-zise de magnezită nu au fost găsite pînă acum. Rarele iviri ce s-au semnalat provin din mineralizarea serpentinelor și a dolomitelor; ele nu pot asigura rezervele necesare pentru dezvoltarea unei industrii de produse refractare magnezitice.

Pe plan mondial, această raritate a magnezitei naturale a determinat trecerea, pe de o parte, la metoda extragerii oxidului de magneziu din ape saline (oceane, mări, lacuri sărate) — ceea ce impune instalații destul de complicate și duce la un preț de cost ridicat pentru MgO obținut — și, pe de altă parte, organizarea unor încercări de fabricare a acestui oxid din dolomită, aplicîndu-se în acest scop diferite procedee.

De asemenea, cum prețul de cost al MgO obținut pe cale sintetică este superior aceluia aferent magnezitei naturale — în linii mari aproape dublu — și cum prețul de cost al produselor siderurgice include și cheltuielile ocazionate de căptușeala refractară a agregatelor de lucru, este normal să se caute și din acest punct de vedere înlocuirea produselor magnezitice cu alte produse refractare bazice, mai ieftine (în structura prețului de cost al oțelurilor, consumul de materiale magnezitice și cromomagnezitice intervine cu circa 3—7%).

Pe această linie, rezultate deosebit de interesante s-au obținut prin folosirea de produse refractare pe bază de dolomită.

În cele ce urmează se încearcă o trecere în revistă a rezultatelor la care s-a ajuns pînă acum în siderurgie prin înlocuirea produselor refractare bazice de magnezită și cromomagnezită cu produse din dolomită.

Rocă naturală, destul de răspîndită, dolomita este — în cea mai mare parte — un dublu carbonat de calciu și magneziu: $CaMg(CO_3)_2$. Compoziția chimică medie a dolomitelor poate fi admisă ca variind între limitele următoare: MgO: 19,00 și 22,00%; CaO: 30,00 și 31,50%; SiO_2: 0,80 și 1,50% și CO_2: 45,00 și 47,00%, în timp ce compoziția teoretică este: 30,4% CaO, 21,9% MgO și 47,7% CO_2. Valoarea teoretică a raportului CaO/MgO este deci egală cu 1,39.

Prin ardere, dolomita pierde bioxidul de carbon și se obține astfel un produs cu indice înalt de refractaritate (punct eutectic la 2 300°C), însușire ce a determinat de altfel utilizarea ei ca material refractar. Dezavantajul sinterizării este că se pune în libertate — în afară de oxidul de magneziu și de o serie de compuși ai CaO cu impuritățile din roca de origine — oxidul de calciu care, rămînînd activ, se hidratează și se carbonatează.

Cum reacția are loc cu schimbare de volum, materialul se fărîmițează.

Acest dezavantaj se traduce prin greutatea ce se întîmpină la depozitarea dolomitei arse, depozitare în cursul căreia are loc, din cauza umidității atmosferice, hidratarea CaO și fărîmițarea materialului. Dacă dolomita este însă arsă pînă la vitrifierea totală, stabilitatea ei la hidratare crește foarte mult și materialul poate rămîne rezistent vreme mai îndelungată (2—3 luni).

Tot astfel, în condițiile unei arderi și răciri relativ rapide a dolomitei au loc — mai ales cînd materia primă nu este suficient de omogenă — unele abateri de la echilibrul termic. Aceste abateri se traduc prin apariția unei faze lichide, rezultată din topirea silicatului bicalcic ($2CaO.SiO_2$), a aluminaților și a feriților mai puțin saturați în oxid de calciu. In cazul cînd datorită transformării polimorfe a silicatului bicalcic din varietatea β în varietatea γ (transformare urmată de o creştere cu circa 10% a volumului) se ajunge la concentraţii zonale mai însemnate de $2CaO.SiO_2$, rezultînd o fărîmiţare a dolomitei pînă la transformarea ei într-o pulbere fină.

Preîntîmpinarea acestor inconveniente se face căutîndu-se să se obţină transformarea oxidului de calciu într-un material inert — insensibil la umiditate — şi, de asemenea, stabilizarea în volum a silicatului bicalcic. Cu alte cuvinte, se urmăreşte o stabilitate a dolomitei arse.

Interesul realizării unei bune stabilizări constă în faptul că, fără inconvenientul autofărîmiţării în stare sinterizată, dolomita constituie cel mai indicat înlocuitor al magnezitei care — după cum s-a arătat — este un material refractar prin excelenţă. Mai mult, în unele cazuri s-au putut obţine, cu dolomită, rezultate chiar mai bune decît acelea furnizate de magnezită.

De altfel, studierea temperaturilor de topire în sistemele binare „magnezită-zgură bazică" şi „dolomită-zgură bazică", precum şi în sistemul ternar „magnezită-dolomită-zgură bazică" (fig. 1 *a* şi *b*) a permis stabilirea unei asemănări destul de apropiate între cele două materiale refractare.

Este util de reţinut că la un conţinut suficient de oxid de magneziu în dolomita arsă, conţinutul în celălalt component principal (CaO) are o importanţă de prim ordin pentru asigurarea unui indice ridicat de refractaritate şi pentru asigurarea stabilităţii materialului faţă de acţiunea corosivă a zgurelor provenite de la topirea oţelului. Totuşi, reducerea conţinutului de CaO liber pînă la 15—30% încetineşte apreciabil hidratarea dolomitei sinterizate. In figura 2 se arată aptitudinea la hidratare a unei dolomite greu sinterizabile (cazul dolomitelor romîneşti), în funcţie de durata de păstrare a acesteia la aer. In figura 2: *1* — dolomită în bucăţi, arsă la 1 700°C; *2* — dolomită măcinată umed şi arsă la 1 550°C; *3* — dolomită măcinată cu adaos de 45% CaO liber; *4* — dolomită măcinată cu adaos de 15% CaO liber.

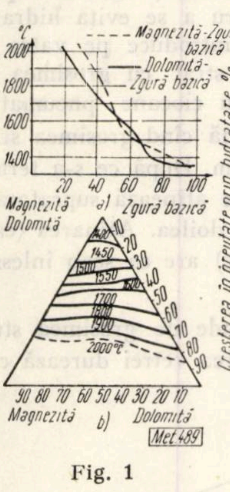


Fig. 1

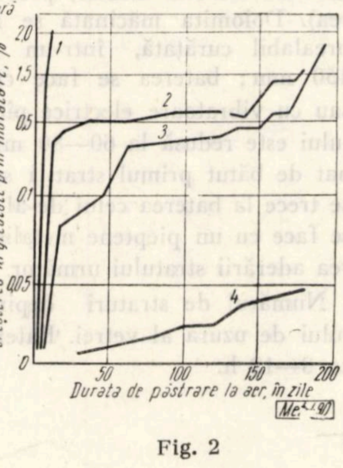


Fig. 2

In R.P.R. zăcămintele de dolomită sînt foarte răspîndite, iar rezervele pot fi considerate, practic, ca inepuizabile. Cele mai cunoscute zăcăminte sînt pînă acum cele de la Tulea (Hunedoara), Ovidiu, Canara şi Tulcea (Dobrogea), Iacobeni (Munţii Rarău) etc.

Pentru dolomita de la Tulcea compoziţia chimică medie (studiată la ICEM) este: CaO: 30,3%; MgO: 21,6%; SiO_2: 0,8%; pierderi prin calcinare: circa 47,0%, în timp ce compoziţia dolomitei de la Canara se prezintă (tot în medie) astfel: CaO: 30,9%; MgO: 20,4%; SiO_2: 1,5%; pierderi prin calcinare: circa 45,0%.

Institutele de cercetări ICEM şi INCERC au efectuat studii deosebit de interesante asupra calităţii şi posibilităţilor de folosire a dolomitelor noastre. Rezultatele obţinute au un caracter pozitiv şi ele se continuă pentru punerea la punct a unor procedee tehnologice care să îngăduie în viitor renunţarea în mare parte la importul de produse refractare magnezitice şi cromomagnezitice.

Produsele refractare dolomitice pot fi împărţite în următoarele categorii:

Dolomită metalurgică sinterizată şi utilizată în formă de granule (acestea pot proveni fie prin sfărîmarea dolomitei calcinate în bulgări — în cuptoare rotative sau verticale — fie direct de la calcinarea dolomitei la această dimensiune în cuptoare rotative). Această categorie de dolomită se utilizează în principal pentru sudarea vetrelor şi pentru întreţinerea pereţilor şi pantelor cuptoarelor Martin bazice, precum şi pentru căptuşirea cuptoarelor electrice pentru oţel.

Cărămizi şi blocuri obţinute prin presarea dolomitei sinterizate şi măcinate. Presarea se face după amestecarea dolomitei cu un liant (gudron deshidratat de la distilarea huilei, leşie lignosulfitică sau bitum). Se folosesc în general la căptuşirea convertizoarelor pentru elaborarea oţelului, şi chiar la zidirea peretelui posterior al cuptoarelor Martin. Se pot folosi şi la căptuşirea pereţilor cuptoarelor electrice.

Dolomită stabilizată sub formă de granule rezultate prin clincherizarea unui amestec de dolomită, cuarţit şi fosforit. Poate înlocui magnezita granulată în anumite locuri de utilizare.

Cărămizi şi blocuri dolomitice stabilizate. Se folosesc la peretele posterior al cuptoarelor Martin bazice şi la gurile de evacuare ale acestora, unde nu sînt cu nimic inferioare celor magnezitice în ceea ce priveşte durabilitatea. Au început de asemenea să fie experimentate şi la înzidirea vetrei la cuptoarele Martin bazice.

La cuptoarele electrice cu arc aceste produse se pot folosi la fel ca cele magnezitice.

Tot astfel îşi găsesc utilizare pentru căptuşirea zonelor de vitrifiere şi de răcire la cuptoarele rotative pentru sinterizarea dolomitei, în zona de topire a cubilourilor destinate topirii fontei cu conţinut redus de sulf, precum şi la căptuşirea convertizoarelor Thomas şi a celor cu insuflare de oxigen la partea superioară etc.

Se semnalează şi încercări de căptuşire a oalelor pentru turnarea oţelului; aceste căptuşeli au rezistat mai mult decît cele obişnuite din şamotă, însă folosirea lor întîmpină greutăţi din cauza costului ridicat faţă de acestea din urmă. De asemenea s-a remarcat o tendinţă accentuată a zgurei de a se lipi de căptuşeală, ceea ce provoacă un dublu inconvenient : se micşorează capacitatea oalei şi se deteriorează căptuşeala la încercările de îndepărtare a zgurei.

Blocuri şi cărămizi semistabilizate. Se utilizează cu bune rezultate în zidăria peretelui cuptoarelor electrice cu arc, unde — uneori — s-au dovedit chiar superioare produselor refractare magnezitice şi cromomagnezitice.

Mase bătătorite din dolomită stabilizată, pentru fundurile convertizoarelor Thomas (cu 10—13 % gudron) şi pentru pereţii cubilourilor. Uneori sînt folosite şi la vetrele şi pantele cuptoarelor Martin.

Dolomită crudă (nesinterizată) concasată sau măcinată, utilizată de obicei pentru întreţinerea pragurilor cuptoarelor Martin.

Caracteristicile medii ale blocurilor şi cărămizilor fabricate din dolomită stabilizată şi nestabilizată sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Caracteristici	Dolomită	
	stabilizată	nestabilizată
Densitate, g/cm³	3,50	3,35
Densitatea aparentă, g/cm³	2,6—2,7	2,90
Porozitate aparentă maximă, %	18	—
Porozitate totală maximă, %	23	—
Rezistenţă la compresiune minimă, kgf/cm²	500	185 *)
Temperatura începutului de înmuiere sub sarcină de 2 kgf/cm² °C	1 600	1 520
Şoc termic la răcire în apă, număr de cicluri	5	—
Şoc termic la răcire în aer, număr de cicluri	—	50

* După ardere timp de două ore la 1 700°C.

Rezultate experimentale în folosirea produselor dolomitice. In cele ce urmează se redau o serie de date practice privind folosirea produselor refractare dolomitice — de toate categoriile — la principalele agregate de lucru din oţelării, adică în cuptoare Martin, cuptoare electrice şi convertizoare cu insuflare de oxigen.

La cuptoarele Martin, experimentările efectuate au arătat că produsele dolomitice pot înlocui cu succes, în anumite părţi constructive ale agregatului, produsele magnezitice şi cromomagnezitice.

De exemplu, la partea superioară a cuptorului (fig. *3a,* secţiuni transversale prin cuptorul Martin *a,* cameră de zgură *b* şi camera cuptorului electric *c* ; *1* — cărămizi şamotă ; *2* — cărămizi magnezită ; *3* — cărămizi cromomagnezitice ; *4* — cărămizi de dolomită stabilizată ; *5* — dolomită sinterizată (magnezită granulată) ; *6* — cărămizi silica ; *7* — strat izolator), dolomita sinterizată poate fi folosită pentru executarea stratului de uzură al vetrei, după metoda Crespi (aplicată pe scară largă în oţelăriile din Italia, R.D. Germană şi alte ţări). Executarea stratului de uzură după această metodă se realizează astfel :

După oprirea cuptorului pentru reparaţia la rece se introduce mai întîi pe vatră apă pentru descompunerea dolomitei din vatra uzată. Evacuarea stratului de uzură se face în blocuri mari, cu ajutorul podurilor rulante. Cînd zidăria părţii superioare a cuptorului a fost refăcută pînă la nivelul pragurilor uşilor de lucru, se începe baterea vetrei alcătuită din dolomită arsă şi fin măcinată (adusă la cuptor în cutii ermetic închise, pentru a se evita hidratarea). Dolomita măcinată se introduce pe vatra în prealabil curăţată, într-un strat cu grosimea de 150 mm ; baterea se face cu ciocane pneumatice sau cu vibratoare electrice pînă cînd grosimea stratului este redusă la 60—80 mm. După ce s-a terminat de bătut primul strat, i se afînează suprafaţa şi se trece la baterea celui de-al doilea. Afînarea (care se face cu un pieptene metalic) are ca scop înlesnirea aderării stratului următor.

Numărul de straturi depinde de grosimea stratului de uzură al vetrei. Baterea vetrei durează circa 8—12 h.

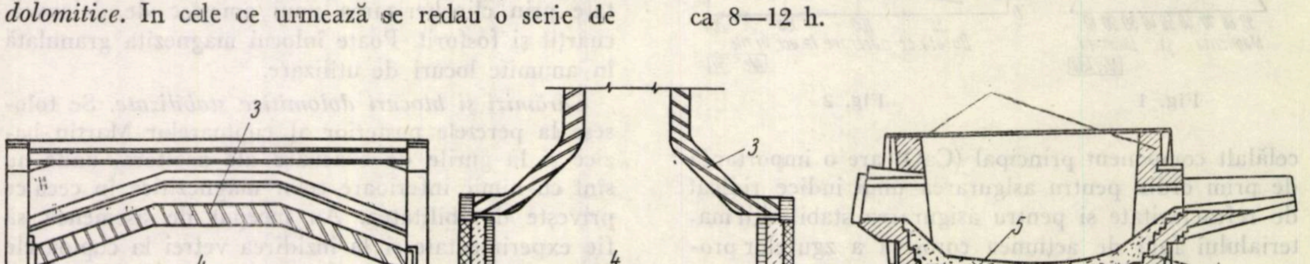


Fig. 3. Secţiuni transversale prin cuptorul Martin (*a*), camera de zgură (*b*) şi camera cuptorului electric (*c*) :

1 — cărămizi şamotă ; *2* — cărămizi magnezită ; *3* — cărămizi cromomagnezitice ; *4* — cărămizi de dolomită stabilizată ; *5* — dolomită sinterizată (magnezită granulată) ; *6* — cărămizi silica ; *7* — strat izolator.

La punerea în funcţiune a cuptorului, după ce s-a atins o temperatură de 1 600°C, se procedează la zgurificarea vetrei.

Durabilitatea vetrelor executate după această metodă este de circa 900—1 000 şarje, mai mică însă decît aceea a vetrelor executate din magnezită granulată, care durează 3 000—4 000 şarje.

Aceste vetre executate din dolomită sinterizată, fin măcinată, au avantajul că se execută rapid (8—12 h), în timp ce cele din magnezită au nevoie (pentru sudură) de 3—6 zile. În plus, întreţinerea la cald a vetrelor din dolomită necesită numai 0,4—0,6% din timpul calendaristic, faţă de circa 3% pentru cele din magnezită.

Totodată, în cazul menţionat, prin folosirea dolomitei cheltuielile de exploatare se reduc corespunzător cu creşterea timpului de funcţionare a cuptoarelor Martin.

Astfel de vetre din dolomită sinterizată pot fi introduse la toate cuptoarele de capacitate mică şi mijlocie de la noi din ţară, făcîndu-se astfel economie de magnezită granulată.

Dolomita arsă granulaţie (5—12 mm) poate fi folosită şi la alcătuirea stratului de uzură pentru vetrele cuptoarelor de capacitate mică şi mijlocie, prin metoda sudării la cald, în straturi (aplicată la întrebuinţarea magnezitei granulate).

Peretele posterior al cuptoarelor Martin, executat deasupra nivelului băii, din cărămizi de magnezită sau cromomagnezită, poate fi zidit pe toată lungimea lui cu cărămizi din dolomită stabilizată. Tot astfel poate fi zidit din aceleaşi cărămizi şi peretele anterior — deasupra nivelului băii (inclusiv stîlpii dintre uşi).

Durabilitatea pereţilor din cărămizi dolomitice stabilizate nu este inferioară celor din cărămizi magnezitice sau cromomagnezitice.

In unele ţări (care nu produc cărămizi din dolomită stabilizată) se folosesc pentru înzidirea peretelui din spate blocuri presate din dolomită metalurgică, proaspăt arsă şi fin măcinată. Caracteristicile acestor blocuri au fost redate anterior.

Trebuie specificat că deoarece la partea superioară a peretelui (sub boltă) se produce o uzură mai pronunţată, deasupra blocurilor din dolomită este necesar să se zidească totuşi cîteva rînduri din cărămizi cromomagnezitice.

Pentru ca blocurile dolomitice să poată fi folosite la peretele din spate al cuptoarelor Martin, construcţia metalică a acestora trebuie să permită manevrarea şi aşezarea lor cu poduri rulante, întrucît greutatea unui bloc depăşeşte 400 kg.

La partea inferioară a cuptoarelor Martin (fig. 3b) cărămizile din dolomită stabilizată pot fi integral folosite la zidăria de protecţie din camerele de zgură, zidărie executată pînă acum numai din cărămizi cromomagnezitice sau magnezitice. După experienţele făcute în ţara noastră durabilitatea este aceeaşi.

La cuptorul electric. Şi aci se pot întrebuinţa produse dolomitice stabilizate, aşa cum se vede în figura 3c, pentru vatră şi perete. Stratul de uzură al vetrei poate fi executat din dolomită sinterizată sau din granule dolomitice stabilizate.

Durabilitatea zidăriei cuptoarelor electrice astfel executată nu este cu nimic inferioară durabilităţii căptuşelilor magnezitice.

Intreţinerea vetrei şi a zidăriei pereţilor se poate face numai cu dolomită metalurgică sau cu granule de dolomită stabilizată (cu mărimea pînă la 10 mm).

O altă formă sub care mai poate fi folosită dolomita la cuptoarele electrice este aceea de blocuri din dolomită sinterizată şi presată sau din dolomită stabilizată.

Experienţele făcute în străinătate cu blocuri presate din dolomită proaspăt arsă şi fin măcinată au arătat că durabilitatea pereţilor la cuptoarele de 30 pînă la 60 t a crescut cu peste 50% faţă de aceea a pereţilor din cărămizi de magnezită. La unele cuptoare durabilitatea a crescut chiar cu 100%.

Durabilităţi mari (creştere de 50—114%) s-au obţinut şi la cuptoarele electrice de 6—20 t.

La convertizoarele pentru elaborarea oţelului (cu insuflare de oxigen pe la partea superioară). După date recente din literatura de specialitate, refractarele ce se folosesc la astfel de agregate sînt:

In U.R.S.S.: cea mai bună rezistenţă au prezentat căptuşelile din cărămizi arse periclazo-spinelice (fabricate în mod special), cu care s-au realizat medii de 126 şarje. Uzura căptuşelii a fost de 1,8—3,8 mm/şarjă, iar consumul mediu de material refractar a fost de 16,5 kg/t oţel.

In Austria: la convertizorul LD se utilizează în principiu refractare dolomitice şi magnezitodolomitice, cu liant de smoală. Durabilitatea cea mai mare o au cărămizile magnezitice arse, de calitate superioară (200—500 şarje). Consumul mediu a fost de 3,8 kg/t oţel; grosimea căptuşelii a variat între 400 şi 800 mm.

In Japonia: cărămizi arse din dolomită (220 şarje) şi blocuri presate din dolomită cu smoală (360 şarje la o grosime a căptuşelii de 830 mm).

In Canada: blocuri din dolomită cu smoală, grosimea stratului de uzură 450 mm, iar durata căptuşelii 160—250 şarje.

In S.U.A.: acelaşi material refractar şi cu aceeaşi grosime ca şi în Canada. Durabilitatea: 300—400 şarje.

La noi în ţară s-au făcut încercări, la ICEM, într-un convertizor experimental de 2 t capacitate şi cu o căptuşeală monolitică din dolomită sinterizată la 1 550—1 650°C, cu adaos de gudron. Din primele încercări s-a dedus o uzură de 2,77 mm/şarjă şi un procent de eficienţă economică de 55% (cu posibilitatea de a fi sporit la dublu). Experimentările continuă.

După cum se constată din literatura de specialitate şi din practica oţelăriilor cu convertizoare care lucrează cu oxigen, tendinţa actuală este de a se extinde folosirea căptuşelii dolomitice, care aduce importante avantaje economice; durabilitate bună, consum mai scăzut şi preţ de cost mai redus.

Pentru ţara noastră, a cărei producţie de oţel se va dezvolta pe baza procedeului de elaborare în convertizoare cu oxigen, această extindere a folosirii materialelor dolomitice este de o mare importanţă, deoarece se poate asigura din resurse interne tot necesarul de materiale refractare dolomitice pentru căptuşirea convertizoarelor.

Concluzii. Rezultatele obţinute pînă în prezent în exploatarea unor agregate termice tehnologice în siderurgie şi în diverse experimentări constituie un factor încurajator în acţiunea de înlocuire a materialelor refractare deficitare din magnezită şi cromomagnezită, cu produse dolomitice. In etapa actuală, această înlocuire se poate face în proporţie de 20—30% la cuptoarele Martin şi de 100% la cuptoarele electrice.

Economia ce se poate realiza în acest mod este deosebit de importantă ; astfel, la cuptoarele electrice se poate conta pe o economie de circa 100 lei/t oţel elaborat, iar la cele Martin de circa 10 lei/t oţel. Economii însemnate se pot realiza şi la alte cuptoare; adînci, pentru arderea dolomitei etc.

Înlocuirea unei părţi importante a materialelor magnezitice şi cromomagnezitice din import cu produse fabricate în ţară reduce exportul valutar, ieftineşte costul oţelului produs, asigurîndu-se totodată o bază proprie de produse refractare dolomitice. Această bază este necesară în efortul de sporire a capacităţii de producţe pentru industria noastră siderurgică.

Pentru punerea la punct a problemei refractarelor dolomitice în ţară, este necesar, pe de o parte, să se continue acţiunea de creare a unor unităţi industriale noi şi moderne şi, pe de altă parte, să se dezvolte în continuare cercetările şi experimentările de laborator şi cele cu caracter semiindustrial, asigurîndu-se astfel din timp procedee tehnologice bine studiate, economice, de mare randament.

---

[1] *Chesters, J. H.* Steelplant refractories testing research and development. Sheffield, 1957. [2] Die Zustellung von Lichtbogen und Siemens-Martin. În: Stahl und Eisen, nr. 1, 1956, p. 41—44. [3] *Parhham, H.* Dolomite refractories a review of applications. În: Refractories Jurnal, ianuarie 1963, p. 2—12. [4] *Budnicov P. P.* Tehnologia produselor ceramice şi refractare (trad. din limba rusă). Bucureşti, Editura tehnică, 1960.

EXTRASE

Mecanizarea şi automatizarea lucrului în forjele grele

Secţiile grele de forjă prelucrează prin deformare plastică la cald lingouri şi semifabricate mari de oţel şi realizează axe grele, arbori cotiţi mari, cilindri de laminor, inele, corpuri cave şi alte piese forjate pentru construcţii de maşini.

La proiectarea uzinelor siderurgice moderne, secţiile grele de forjă sînt integrate în fluxul tehnologic general, fiind aprovizionate cu lingouri calde direct de la oţelărie. În felul acesta se poate economisi cea mai mare parte din căldura necesară încălzirii semifabricatelor la temperatura de forjare şi ceea ce este mult mai important, se elimină defectele care apar în timpul răcirii şi al reîncălzirii lingourilor (îndeosebi fulgii şi crăpăturile interne).

Din cauză că forjele grele produc piese unicate sau de serie mică, cu game dimensionale foarte variate, mecanizarea şi automatizarea operaţiilor s-au introdus mult mai tîrziu decît în unităţile cu producţie de serie. Necesitatea sincronizării între cuptoarele de încălzire, mijloacele de transport şi manipulare şi utilajele de forjare, în scopul măririi indicilor de utilizare, a impus însă extinderea mecanizării şi introducerea automatizării şi în forjele grele.

Din practică s-a constatat că, la forjarea unei piese mari, încălzirea reprezintă peste 50% din costul forjării, iar întîrzierile datorite ritmului de lucru prea încet al preselor măresc pierderile de căldură ale piesei prelucrate, făcînd necesară reîncălzirea ei.

În ultimul timp s-a ajuns să se coordoneze funcţionarea unei prese hidraulice de 200 t, cu ritmul de lucru de 60 curse/min, cu manipulatorul său de deservire. În acest scop se folosesc comenzi electronice de la distanţă, care permit forjarea unui lingou după program, cu toleranţe de ±1,5 mm, pînă se obţine o bară de secţiune uniformă, fără intervenţia forjorului. De asemenea, s-a pus la punct comanda după program a poziţiei traversei mobile a presei [1].

Presa este acţionată de patru pompe cu dublu efect şi două trepte, de joasă şi înaltă presiune. Treapta de joasă presiune se descarcă automat, înainte de atingerea presiunii maxime, evitînd supraîncărcarea electromotorului de antrenare.

Noua comandă hidraulică a presei este prevăzută cu un ventil cu două poziţii şi un ventil de preadmisie şi descărcare. În poziţia de deschidere a ventilului de comandă, uleiul sub presiune intră în cilindrul presei, mişcînd berbecul în sus cu viteza de 250 mm/s. În acest timp, uleiul din cilindrul de revenire trece prin ventilul de evacuare, spre un rezervor.

Cînd ventilul de comandă se închide, uleiul din cilindrul de lucru menţine berbecul în poziţie staţionară şi pompele sînt descărcate. Dacă ventilul de comandă trece în poziţia de revenire a berbecului, pompele sînt conectate la cei doi cilindri de revenire laterali şi berbecul este împins în jos. Toate aceste comenzi sînt electronice.

Manipulatorul execută mişcări de translaţie, de rotaţie cu 90 ; 45 ; 22,5 şi 9,5° şi de reglare pe înălţime, cu viteze coordonate cu presa. Manipulatoarele pe şină sînt cele mai eficiente, fiind coaxiale cu presa şi deci mai potrivite pentru comanda automată, mai uşoare şi mai puţin inerte. Braţul, fălcile de prindere şi motorul hidraulic al manipulatorului sînt amplasate pe cărucior, iar priza de forţă se face prin conducte flexibile de înaltă tensiune, sprijinite pe o grindă deasupra locului de lucru.

Comenzile motoarelor hidraulice de translaţie şi rotaţie sînt acţionate prin solenoizi cu reacţie rapidă. Protejarea contra suprapresiunilor momentane la opriri se face prin deschiderea treptată a ventilelor, pentru ca uleiul sub presiune să treacă la partea de joasă presiune a motoarelor. Acţionarea hidraulică a fălcilor manipulatorului se face cu ulei din circuitul principal; ventilul de comandă este manevrat manual de pe şasiul manipulatorului numai la începutul şi la sfîrşitul ciclului de forjare.

Comenzile electronice ale presei şi ale manipulatorului funcţionează prin interblocare. Diferenţele dintre tensiunile corespunzătoare poziţiilor necesare şi efective sînt amplificate şi utilizate pentru acţionarea unor ventile cu solenoizi, care influenţează mişcarea rezultantă, reducînd astfel diferenţele de tensiune. Cînd aceste diferenţe dintre tensiuni devin inferioare valorii minime prescrise, mişcarea ventilelor se opreşte. Mişcările presei şi manipulatorului sînt coordonate prin declanşarea mişcării de translaţie şi de rotaţie a manipulatorului, de fiecare dată cînd presa schimbă sensul berbecului, adică la capătul unei curse. Decalarea prestabilită între cursele de finisare ale presei dă timp manipulatorului să răsucească lingoul. Utilajele astfel conexate pot forja un lingou în 4—5 min, cu o precizie dimensională superioară celei obişnuite şi numai cu un operator pentru manipulator. De exemplu, la forjarea barelor pătrate, operatorul reglează la manipulator comanda pentru 90° şi porneşte sistemul; mecanismul de comandă porneşte motorul hidraulic, oprindu-l cînd braţul a întors blocul la 90° şi fixînd poziţia cu un clichet. Sistemul funcţionează analog pentru secţiunile octogonale la care comanda se reglează la 45°.

Dacă piesa de forjat trebuie să fie mişcată spre presă pînă la o poziţie fixă, înaintea începerii fiecărei treceri se menţine un reglaj al comenzii pe toată durata procesului, şi manipulatorul se mişcă înainte, la comanda operatorului. Înaintea fiecărei treceri, operatorul reglează pe tablou limitele superioare şi inferioare de deplasare a sculei, poziţia iniţială de deplasare longitudinală a manipulatorului şi înălţimea braţului, şi fixează prin limitatoare de cursă distanţele cu care trebuie să se deplaseze manipulatorul după fiecare lovitură a presei. La apăsarea butonului de pornire al presei, montat pe manipulator, aceasta execută cursa de lucru, declanşînd succesiv mişcările manipulatorului; oprirea se face tot prin apăsarea unui buton, aflat pe tabloul de comandă al manipulatorului.

S-au făcut de asemenea studii comparative în diverse forje, pentru a stabili efectul diferitelor grade de automatizare asupra costului producţiei şi pentru detectarea elementelor ciclului de forjare la care se pot realiza economii maxime.

S-a constatat că, din cheltuielile de forjare, încălzirile reprezintă între 50 şi 80%, după tipul şi mărimea presei. Costul combustibilului se ridică la 70% din aceste cheltuieli şi se datoreşte randamentului termic slab al cuptoarelor care, în cazurile bune, este de abia 25%, dar de obicei mult mai mic. Cheltuielile de forjare cresc şi prin utilizarea slabă a presei sau ciocanului, care trebuie să aştepte după blocurile reîncălzite [1].

Rezultă deci că, pentru mărirea gradului de utilizare a maşinilor, trebuie să se separe operaţiile de manipulare de operaţiile de transport, mai ales că performanţele maşinilor de manipulat sînt diferite de cele ale maşinilor de încărcat sau transportat.

Manipulatoarele trebuie să dezvolte acceleraţii mari pentru a executa mişcări rapide, trebuie să prindă blocul de la capăt, spre a lăsa liber trunchiul în timpul forjării şi să fie adaptate pentru comanda automată a poziţiei. Pentru aceasta piesele manipulatorului trebuie să fie cît mai uşoare, fără greutăţi moarte sau contragreutăţi şi cu ritmul de lucru coordonat cu al preselor sau ciocanelor de forjat moderne [3].

Sincronizarea operaţiilor prin comenzi de la distanţă şi forjarea după program sînt absolut necesare, deoarece un operator nu poate executa în cursul unui schimb un număr mare de manevre de accelerare şi frînare, fără deficienţe calitative la piese.

Pentru transporturi se poate utiliza un alt manipulator fără şine sau podurile rulante obişnuite.

Regimurile de lucru ale cuptoarelor trebuie să fie mult îmbunătăţite, mai ales prin controlul şi reglarea temperaturilor şi a amestecurilor de ardere, astfel ca programul şi capacitatea lor de încălzire să fie în concordanţă cu programul de forjare.

În prezent se manifestă tendinţa de înlocuire a ciocanelor de forjare liberă cu prese electrohidraulice, care dezvoltă forţe statice de presare mari şi au ajuns la cicluri de lucru foarte rapide, prin introducerea acumulatoarelor amortizate cu aer comprimat şi prin punerea la punct a comenzilor uşoare şi rapide, acţionate de servomotoare, care ajung pînă la automatizarea funcţionării şi asigură ritmuri rapide de lucru [4].

Forjele moderne grele sînt dotate cu prese hidraulice de 6 000, 4 000 şi 2 500 t pentru piese mari, şi cu prese şi ciocane mai mici pentru lucrări mijlocii. Presele grele trebuie să aibă ritmuri de lucru cît mai mari, adică de 8—10 lovituri pe minut pentru forjare brută şi 35—60 lovituri pe minut pentru finisare.

Deseori hala preselor grele se construieşte în continuarea halei de turnare a lingourilor mari care sînt aduse cu podul rulant direct la cuptoarele de încălzire.

Presele cu acţionare din subsol [5] permit reducerea înălţimii halelor sau instalarea unei prese puternice într-o hală existentă, relativ scundă. Construcţia acestor prese permite accesul uşor la instalaţiile din subsol, în timp ce în hală se pot monta două căi de rulare suprapuse: una inferioară pentru o macara mai mică de lucru şi alta superioară pentru macaraua de montaj, întreţinere şi forjări extraordinar de grele (fig. 1).

Spaţiul din jurul preselor trebuie să fie liber pentru manipulare, spre a nu împiedica fluxul materialelor spre cuptoare şi de la cuptoarele de încălzire către presă.

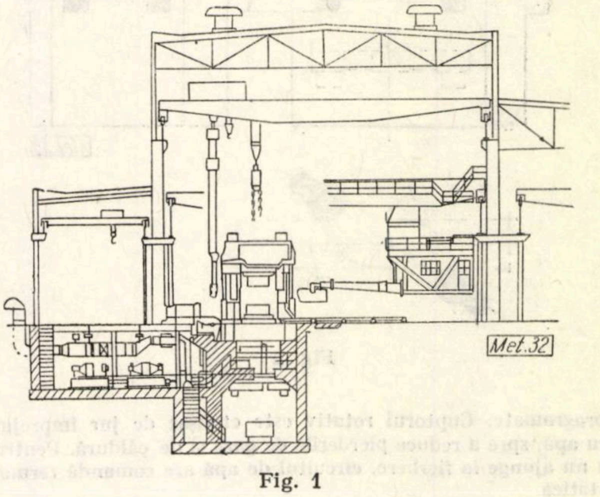


Fig. 1

Presele mari au de obicei patru coloane, din care cauză necesită mult loc la amplasare, iar nicovalele nu pot fi deplasate decît în direcţia manipulatorului. Ca urmare, lucrările de pregătire a sculelor de forjare necesită mult timp, piesele se răcesc şi creşte necesitatea încălzirilor repetate.

În R.D.G. [6] şi S.U.A. [9] s-a pus la punct o construcţie simplă de prese cu două coloane (fig. 2), aşezate diagonal faţă de direcţia de lucru *2*, a traversei mobile. În felul acesta se poate face şi forjarea oblică faţă de axul presei, precum şi deformarea pieselor voluminoase sau forjarea laterală a inelelor. Ca urmare, suprafaţa din jurul presei este mai bine utilizată, fără a stînjeni fluxul materialelor. Un alt avantaj al acestei construcţii este că permite adaptarea unei sănii ce se deplasează transversal pe direcţia de lucru şi susţine pînă la şase scule succesive, a căror poziţie poate fi schimbată în 15 secunde.

Într-o uzină de roţi de vagoane s-au introdus cuptoare rotative, alimentate de o cale cu role şi descărcate de manipulatoare fixe, cu comandă de la distanţă [11].

Blocurile calde trec de la presa de 8 500 t la presa de 1 000 t, apoi la laminor şi la ultima presă de 2 000 t, dintr-un singur cald. Cuptorul rotativ are patru zone de încălzire şi productivitatea de 40 t blocuri pe oră, la 1 280°C.

O altă forjă de performanţe mai reduse, dar cu flux raţional şi complet automatizată, este dotată cu o presă hidraulică de 800 t şi 130 curse pe minut. Această presă este alimentată de un cuptor cu vatră rotativă de 4,8 m diametru şi este deservită de un manipulator cu platformă rotativă. Blocurile debitate sînt aşezate cu macaraua pe o masă rotativă, de pe care sînt introduse în cuptor cu ajutorul unor împingătoare comandate de la distanţă [9].

Presa are un mecanism de limitare automată a grosimii la forjare, care comutează presiunea servomotorului şi determină înapoierea berbecului în momentul atingerii grosimii programate. Cuptorul rotativ este etanşat de jur împrejur cu apă, spre a reduce pierderile de gaze şi de căldură. Pentru a nu ajunge la fierbere, circuitul de apă are comandă termostatică.

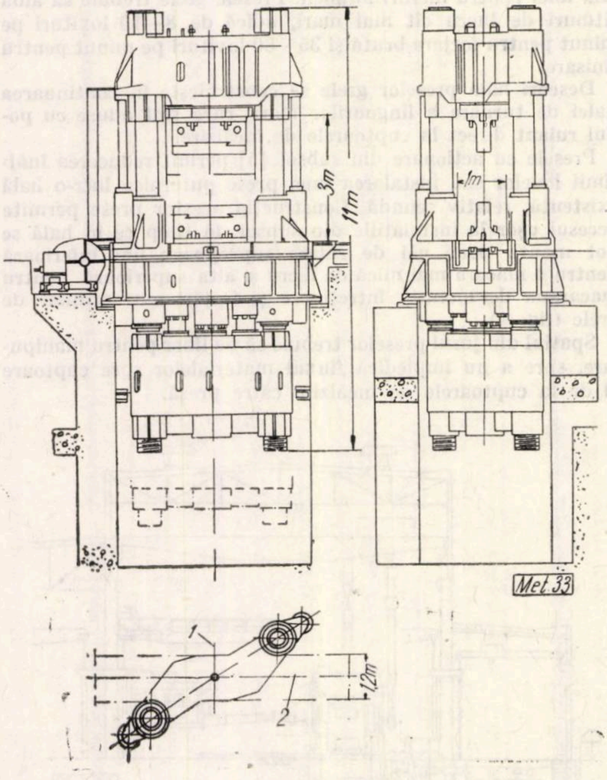


Fig. 2

Piesele sînt prinse între fălcile primului manipulator şi sînt predate în continuare celuilalt manipulator, pentru forjarea completă a blocurilor, evitîndu-se capetele tăiate.

O altă forjă are o presă de 2 000 t cu manipulator şi pupitru de comandă propriu, care forjează blocuri pînă la 15 t după programul stabilit zilnic. Materialul ales din depozit este adus în hala cuptoarelor şi este depus pe o platformă, de unde este încărcat în cuptorul de preîncălzire cu un pod rulant. După preîncălzire, lingourile sînt depuse în faţa unui cuptor cu cameră, în care sînt introduse cu o maşină de încărcat. La forjarea lingourilor mici, maşina de încărcat deserveşte presa. La forjarea lingourilor mari, maşina are mai mult timp disponibil şi este folosită la scoaterea lingourilor din cuptorul de preîncălzire şi la încărcarea directă a cuptoarelor de încălzire, iar apoi la transportul lingourilor la presă şi la aşezarea lor între fălcile manipulatorului. După aceasta, maşina preia lingoul gata forjat de pe nicovala presei şi-l introduce într-un cuptor cu vatră fixă pentru a fi încălzit, într-un cuptor cu vatră mobilă pentru recoacere sau în cuptorul adînc de răcire dirijată, după caz, sau în sfîrşit la debitarea oxiacetilenică şi la răcirea în aer.

Cuptoarele de recoacere au uşi pe ambele părţi, pentru evacuarea pieselor recoapte în secţia de curăţire, iar cuptorul adînc poate fi descărcat tot cu macaraua secţiei de curăţire.

Tăierea cu flacără se face pe platforma unui vagon-platformă, deci blocurile pot fi duse apoi în oricare dintre halele transversale. Pentru elasticitatea operaţiilor, cuptoarele de recoacere la temperaturi înalte au fost proiectate şi pentru a putea încălzi la temperaturile de forjare, atunci cînd dimensiunile pieselor sau lingourilor depăşesc gabaritele cuptoarelor obişnuite sau cînd se pune accentul pe sporirea producţiei cantitative.

Maşina de încărcare are dispozitive de deschis uşile cuptoarelor din orice poziţie şi un elevator hidraulic cu dispozitiv mecanic de întors lingourile în timpul presării care, cînd nu lucrează, este coborît sub platformă.

Manipulatorul presei are puterea de ridicare de 6 t şi este comandat de la distanţă, de la un pupitru care cuprinde şi comenzile presei, şi este deservit de un singur operator.

Lingourile grele se manipulează cu două macarale, dintre care una are dispozitiv de rotire. Macaraua de 50 tf, care circulă pe o cale de rulare superioară, poate îndeplini operaţia de ridicare şi rotire.

Presa de 2 000 t este de construcţie modernă, cu două coloane şi acţionare din subsol, fiind prevăzută cu un mecanism de deplasare laterală cu circa 2 m a mesei care suportă nicovala. Aceasta dă posibilitatea schimbării rapide a sculelor pentru diferitele operaţii de forjare şi contribuie la reducerea timpilor morţi, deci la creşterea productivităţii. Cu ajutorul mesei mobile, schimbarea nicovalelor se face în 15 s, iar schimbarea berbecilor, datorită unui sistem propriu de glisare, se face în mai puţin de 5 min. Masa mobilă poate avea montate pe ea şase nicovale profilate diferite.

Presa are comandă automată cu reglare de la un pupitru, atît pentru operaţiile succesive programate, cît şi pentru cursele individuale.

Cuptoarele de preîncălzire au vatră mobilă, acţionată cu cremalieră interconectată electric cu mecanismul de ridicare al uşii. Cuptoarele de încălzire se află în hala presei. Fiecare are două compartimente, cu reglare automată a presiunii interioare şi cu acţionări proprii. Arzătoarele sînt de tip închis, cu camere de amestec chiar în tubul Venturi şi cu posibilităţi de reglare a raportului aer-combustibil, funcţionînd de regulă cu exces de aer.

Debitul arzătoarelor este variabil şi se reglează automat. În interiorul cuptoarelor se controlează presiunea şi temperatura în permanenţă şi se reglează automat raportul de amestecare pe fiecare zonă de încălzire, care are cel puţin două puncte de înregistrare şi unul de reglaj termotehnic.

Cuptoarele de preîncălzire au comandă după program, care permite reglarea vitezelor de încălzire de la 0 la 110°C pe oră şi cîte o supapă de siguranţă automată, cu reglaj manual, acţionată cu gaz de presiune înaltă sau joasă sau cu întrerupătoare pneumatice de joasă presiune. Cuptoarele cu vatră mobilă de preîncălzire şi cele de recoacere sînt de construcţie identică. Uşile se pot deschide prin comandă de la distanţă sau prin comutator selectiv cu acţionare manuală.

Deservirea cuptoarelor se face cu o maşină de încărcare suspendată de 12 tf, la care se adaptează diferite garnituri de cleşti pentru manipularea lingourilor. Cursa verticală a braţului maşinii este de 2,5 m, iar cabina de comandă se află la 2 m înălţime, permiţînd manipularea piesei sau sculei din partea laterală a presei.

Încărcarea cuptoarelor pe deasupra sau de pe placa de depozitare din faţa cuptoarelor reduce mişcările active şi cursele. Un electrocar cu dispozitiv de prindere a lingourilor are rolul de maşină secundară de încărcare, pentru înlocuirea maşinii de încărcare în timpul deservirii presei. Electrocarul este dotat cu un aparat cu frecvenţă variabilă, pentru manipularea uşilor cuptoarelor şi pentru rotirea lingourilor, şi este deservit de acelaşi operator ca şi maşina de încărcare suspendată.

Secţia de forjă grea a unei uzine siderurgice mixte produce lunar 25 000 t piese forjate, din care 15 000 t piese forjate liber. Forja este dotată cu o presă de 6 000 tf şi alta de 2 400 tf, cu cîte trei trepte de lucru, putînd prelucra lingouri între 5 şi 240 t/bucată. Presele au patru coloane şi sînt dotate cu cîte două mese de lucru mobile, care asigură schimbarea rapidă a sculelor. Fiecare presă este deservită de cîte două macarale, dintre care una are dispozitiv de rotire acţionat electric. Comanda macaralelor se face prin radio, de la pupitru sau dintr-o cabină amenajată jos [7].

Pentru forjările curente se folosesc două manipulatoare de 35 tf şi de 60—80 tf. Lingourile se încălzesc în cuptoare cu vatră mobilă, aşezate transversal într-o hală adiacentă, pentru a nu jena fluxul materialelor şi lucrul la prese. Există şi un cuptor cu propulsie pentru lingouri pînă la 15 t, care lucrează cu randament termic favorabil. Toate cuptoarele au reglajul automat al temperaturii amestecului de ardere şi al presiunii, care poate fi conexat la o comandă-program. Aceste organe au devenit părţi integrante ale oricărui cuptor şi valoarea lor de circa 20% din valoarea cuptorului se justifică prin economiile la preţul de cost al pieselor forjate şi la cheltuielile de întreţinere.

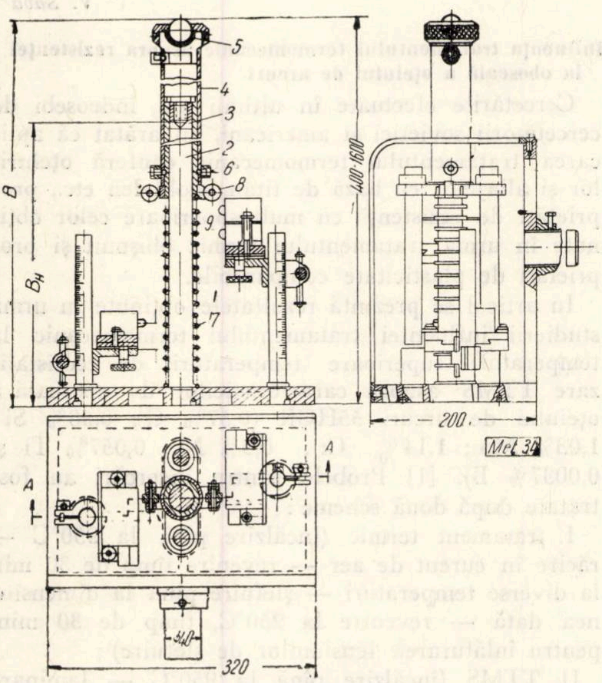


Fig. 3

Forja pentru piese mijlocii este dotată cu o presă de 1 000 tf, care formează cu manipulatorul ei un grup funcţional independent, asigurînd automatizarea procesului de lucru. După terminarea forjării, manipulatorul scoate piesa dintre coloanele presei şi o depune pe podea.

Instalaţia de forjat discuri şi de laminat discuri şi bandaje, aparţinînd acestei forje mari, este organizată independent cu un grad de automatizare foarte înalt [7].

În afara progreselor făcute pe linia creşterii productivităţii, s-a ajuns şi la automatizarea controlului dimensional al pieselor forjate, prin utilizarea aparatelor de măsurat cu impulsuri la comanda funcţionării preselor.

Institutul TNIITMAS a construit un semnalizator ce emite impulsuri electrice la atingerea unei anumite distanţe între sculele de forjare şi contribuie astfel în mod hotărîtor la reducerea adaosurilor tehnologice şi de forjare. Impulsurile semnalizatorului se transmit la un tablou cu becuri sau cu semnalizatoare sonore, însă scopul lor principal este dirijarea comenzilor hidraulice, pentru a asigura obţinerea automată a unei serii de curse egale. Programul de lucru este acoperit cu 13 limitatoare de cursă la intervale de 100 mm, iar stabilirea curselor se face prin mutarea întreruptoarelor electrice terminale pe două rigle gradate în milimetri. Dispozitivele de semnalizare au întreruptoare electrice la finele cursei, releuri electromagnetice, releuri de timp, tablouri şi cofrete de comandă [14].

Montarea semnalizatorului direct pe masa de lucru a presei asigură eliminarea erorilor la deplasarea berbecului. Semnalizatorul TNIITMAS (fig. 3) este format dintr-o placă de bază *1* de 200 × 320 mm, cu un stîlp vertical *2* pe care se deplasează tija de măsurat, o ţeavă *3* şi un prelungitor schimbabil *4*; la capătul acestuia există un vîrf rotunjit *5*, ce serveşte la amortizarea forţelor tangenţiale. O cruce *6* susţinută de un arc *7* mişcă o camă *8*, care comandă funcţionarea în serie a trei întreruptoare electrice (pentru becuri, sonerii şi comenzi hidraulice).

Comenzile preselor de forjare au mare importanţă asupra funcţionării maşinii, determinînd productivitatea şi precizia de lucru. S-a construit un sistem de comandă digitală, care permite stabilirea precisă a punctelor de inversare a cursei berbecului şi deci a dimensiunilor pieselor forjate, deosebit de importante la forjarea de finisare [13].

La preforjare, cursa în gol a berbecului se execută cu apă de admisie pînă la contactul cu piesa de forjat şi abia atunci se face comutarea pe apă sub presiune, realizîndu-se astfel o mare economie de energie. Apoi berbecul se ridică atît cît este necesar pentru întoarcerea piesei sau pentru avans şi ciclul se repetă automat.

La finisare însă se lucrează numai cu apă sub presiune, deci cursa de finisare nu trebuie să fie mai mare de 50 mm, pentru a economisi energie la pompele de apă de înaltă presiune.

Comanda ventilelor de distribuţie trebuie să realizeze: dimensiuni uniforme de forjare, prin fixarea punctului de inversare inferior; limitarea cursei de retragere la o înălţime suficientă, prin fixarea punctului de inversare superior; comutarea de pe apa de admisie pe apa sub presiune, în momentul cînd berbecul atinge lingoul ce trebuie întins, şi ritmul maxim de curse pe minut.

Toate punctele de comutare trebuie să asigure o precizie de 1 mm, deci instalaţia de măsură a unei prese cu cursa maximă de 2 500 mm trebuie să lucreze cu sensibilitatea de 0,04 %, adică dacă cursa s-ar transforma într-o tensiune de 100 V, trebuie să fie sesizate variaţii de 0,04 V.

Distanţa dintre cele două scule de forjare se poate măsura în mod analogic sau digital. Cu sistemul analogic se poate obţine o precizie de 1 %, în timp ce comenzile digitale oferă posibilităţi de realizat precizii superioare. În acest caz, lungimea de măsurat se împarte în segmente etalonate de mărime egală. Fiecărei lungimi îi corespunde un număr care arată de cîte ori se cuprinde segmentul etalon în lungimea măsurată; acest număr este arătat de un mecanism contor.

La scula superioară se fixează un traductor de cursă cu cremalieră şi pinion, care dă la fiecare cursă de 1 mm un impuls în funcţie de sens. Deci fiecărei poziţii a berbecului îi corespunde un număr, care reprezintă distanţa în mm dintre berbec şi nicovală. La începutul lucrului, pe tabloul de comandă se etalonează numărul 0.

Schema de comandă cuprinde trei contoare (fig. 4). La contorul *2* sosesc, printr-un întreruptor selectiv, impulsuri pozitive sau negative dintr-un oscilator, care modifică punctul inferior de inversare a cursei. Aceleaşi impulsuri ajung cu sens invers şi la contorul *1*, la care se primesc şi impulsurile traductorului de cursă. Dacă oscilatorul emite 1 072 impulsuri negative, la contorul *1*, trebuie să sosească şi 1 072 impulsuri pozitive de la traductorul de cursă, pentru ca mecanismul să

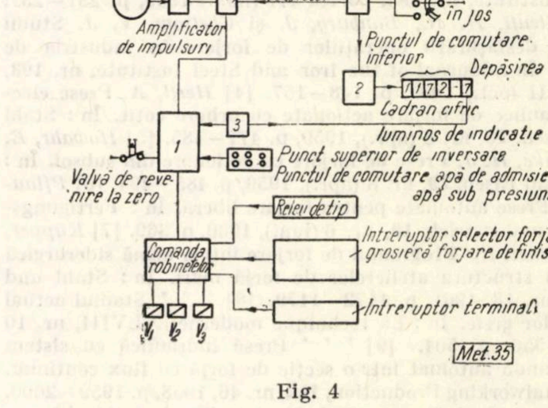

Traductor de cursă
Combinator de impulsuri
oscilator
Intreruptorul pachet pentru deplasare
în sus
în jos
Amplificator de impulsuri
Punctul de comutare inferior
Depăşirea
2
1172-7
Cadran cifric
luminos de indicaţie
3
1
Punct superior de inversare
Punctul de comutare apă de admisie apă sub presiune
Valvă de revenire la zero
Releu de tip
Intreruptor selector forjare grosieră forjare de finisare
Comanda robinetelor
Intreruptor terminal
V_1
V_2
V_3
Met.35

Fig. 4

revină la 0; în acest timp, scula superioară este ridicată cu 1 072 mm. Contorul 3 urmăreşte comportarea dinamică a presei de forjare. Berbecul poate depăşi punctul de inversare inferior, din cauza forţelor de inerţie, a duratei de acţionare a ventilelor magnetice, a temperaturii diferite dintre piesele forjate şi scule, precum şi din cauza presiunii diferite a apei. Pentru punerea în evidenţă a depăşirilor presei, contorul 3 numără impulsurile de cursă produse după atingerea punctului de inversare inferior, care de obicei este depăşit cu cel mult 9 mm. Această depăşire poate fi citită pe un cadran luminat, alături de cifra care indică punctul de inversare inferior. De exemplu, dacă punctul de inversare a cursei este de 1 072 mm şi a fost depăşit cu 7 mm, cifra care apare pe cadran este 1 072−7 = 1 165, ca punct de inversare efectiv.

Traductorul de cursă este expus şocurilor presei şi trebuie să fie foarte robust. El constă dintr-un disc de aluminiu, la periferia căruia sînt montaţi magneţi coercitivi mici cu polarităţi alternante, care trec prin faţa a două generatoare Hall. Acestea produc impulsurile necesare schemei de numărare. Discul de aluminiu rotitor este protejat contra şocurilor presei.

Combinarea impulsurilor traductorului de cursă cu ale oscilatorului este posibilă, deoarece viteza berbecului nu depăşeşte 300 mm/s şi deci frecvenţa impulsurilor nu este mai mare de 300 Hz. Frecvenţa oscilatorului este de asemenea limitată la 300 Hz, pe cînd frecvenţa combinatorului de impulsuri este mai mare de 10 000 Hz.

Combinatorul de impulsuri permite trecerea impulsurilor de la traductorul de curse la contorul 1; dintre diferitele impulsuri, se traduc numai acelea care sosesc de la oscilator, făcînd posibilă deplasarea punctelor de inversare în mod continuu, fără întreruperea procesului de forjare.

Pe pupitrul de comandă se află un buton pentru comanda unui releu de timp, cu ajutorul căruia se reglează durata de oprire în punctul superior de inversare a sensului şi implicit numărul de curse al presei. Printr-un întreruptor selectiv se poate face trecerea de la regimul de preforjare la regimul de finisare.

Înaintea începerii lucrului, operatorul reglează punctul superior de inversare şi punctul de comutare de la apa de admisie la apa sub presiune. În timpul lucrului, operatorul deserveşte numai întreruptorul selectiv, cu care se cuplează oscilatorul, şi citeşte de la pupitru dimensiunea de forjare. Deci nu mai este nevoie să se facă măsurări dimensionale în timpul procesului de forjare, care se poate desfăşura fără întreruperi.

[1] *Bishop, T.* Comandă după program pentru o presă de forjare cu manipulator. În: Metal Progress **79**, 1961, nr. 1, (ian.), p. 94−96. [2] *Green, I.T.J.* şi *Stringer, D.J.* Forjă semiautomată experimentală. În: Journal of the Iron and Steel Institute, nr. 193, partea III (nov.) 1959, p. 231−237. [3] *Collcutt, H. R., Banburg, J.* şi *Chelsom, V. J.* Studii asupra desfăşurării operaţiilor de forjare în industria de forjare. În: Journal of the Iron and Steel Institute, nr. 193, partea II (oct.) 1959, p. 148−157. [4] *Hertl, A.* Prese electrohidraulice de forjare acţionate cu arbore cotit. În: Stahl und Eisen, **79**, nr. 8 (apr.), 1959, p. 477−485. [5] *Howahr, E.* şi *Pahnke, H. J.* Prese de forjare cu acţionare din subsol. În: Stahl und Eisen, **79**, nr. 8 (apr.), 1959, p. 485−494. [6] *Pflaume, E.* Prese automate pentru forjare liberă. În: Fertigungstechnik und Betrieb, **10**, nr. 6 (iun.), 1960, p. 369. [7] *Küpper, K.* şi *Oehler, H.* Programul de forjare într-o uzină siderurgică mare şi structura atelierelor de forjă mari. În: Stahl und Eisen, nr. 18, 1961, p. 1172−1179. [8] * * * Stadiul actual al forjelor grele. În: La technique moderne, XLVIII, nr. 10 (oct.) 1956, p. 504. [9] * * * Presă hidraulică cu sistem de comandă automat într-o secţie de forjă cu flux continuu. În: Metalworking Production, **102**, nr. 46, 1958, p. 1959−2000. [10] *Kern, E.* şi *Trabits, F. J.* Noul atelier de forjă al întreprinderii Alleggheny Ludlum Steel Corp. Dunkirk. În: Iron and steel Engineer, XXXV, nr. 6, (iun.), 1958, p. 78−80. [11] * * * O instalaţie automată pentru forjarea roţilor şi osiilor. În: Metalworking Production, **104**, nr. 38, (sept.) 1960, p. 71−72. [12] *Benson, C. R.* şi *Hunt, H. I. R.* Scule pentru lucrări de forjă grea. În: Journal of the Iron and Steel Industries, **198**, partea IV, 1961, p. 390−401. [13] *Schneider, R.* Comanda digitală la preforjare şi la forjarea de finisare. În: VDI, **103**, nr. 19 (iul.), 1961, p. 835−837. [14] *Bicikov, D. O.* În: Kuznecino — stampovocinoe proizvodstvo, nr. 3 (mart.), 1960, p. 30−35. [15] *Kienzle, O.*, şi *Lange, K.* Tehnica forjării. În: VDI, **103**, nr. 24 (aug.), 1961, p. 1218−1222. [16] *Haller, H.* Asupra automatizării la matriţare. În: Werkstatt und Betrieb, **93**, nr. 2 (febr.), 1960, p. 63−73.

V. Sava

Influenţa tratamentului termomecanic asupra rezistenţei la oboseală a oţelului de arcuri

Cercetările efectuate în ultimii ani, îndeosebi de cercetătorii sovietici şi americani, au arătat că aplicarea tratamentului termomecanic conferă oţelurilor şi aliajelor cu bază de titan, molibden etc., proprietăţi de rezistenţă cu mult superioare celor obţinute în urma tratamentului termic obişnuit şi proprietăţi de plasticitate comparabile.

In articol se prezintă rezultatele obţinute în urma studierii influenţei tratamentului termomecanic la temperaturi superioare temperaturii de recristalizare TTMS asupra caracteristicilor de oboseală a oţelului de arcuri 55HGR (0,57% C; 0,36% Si; 1,03% Mn; 1,14% Cr; 0,5% Ni; 0,057% Ti şi 0,0037% B). [1] Probele pentru încercări au fost tratate după două scheme:

I. tratament termic (încălzire pînă la 950°C — răcire în curent de aer — revenire timp de 30 min la diverse temperaturi — şlefuire pînă la dimensiunea dată — revenire la 250°C, timp de 30 min, pentru înlăturarea tensiunilor de şlefuire);

II. TTMS (încălzire pînă la 950°C — laminare la această temperatură, aplicîndu-se un grad de reducere de 15, 25 sau 50% — călire în ulei imediat după laminare — revenire la diverse temperaturi — şlefuire şi practicarea orificiilor — revenire la 250°C, timp de 30 min, pentru înlăturarea tensiunilor de şlefuire).

Rezultatele obţinute în urma încercărilor la oboseală şi duritate în funcţie de tratamentul aplicat, sînt redate în tabela 1 şi în figura 1.

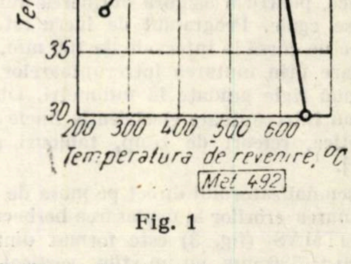


Fig. 1

După TTMS, σ^{-1} creşte în acelaşi timp cu duritatea, pînă ce aceasta atinge valoarea de 55 HRC, avînd valoarea maximă de 58—59 kgf/mm² pentru un grad de reducere de 50% şi valoarea de 63 kgf/mm² pentru o reducere de 15%. Probele tratate după regimul obişnuit de tratament termic au, la durităţi analoge, σ_1 = 38 kgf/mm, iar valorile rezistenţei la oboseală în urma tratamentului termic obişnuit, efectuat după regimul optim, sînt cu 5—11 kgf/mm² mai mici decît cele obţinute în urma aplicării TTMS.

Tabela 1

Nr. seriei	Regimul	Gradul de reducere, %	Temperatura de revenire, °C	Duritatea, HRC	σ_{-1}, kgf/mm²
1	I	—	650	30	30
2	I	—	560	35	52
3	I	—	520	40	52
4	I	—	250	55	38
5	II	50	400	50	54
6	II	50	300	55	57
7	II	50	250	55	58
8	II	25	250	55	61
9	II	15	250	55	63

In ceea ce priveşte valorile rezistenţei limitate, la oboseală, rezultatele obţinute în urma aplicării tratamentului termic obişnuit şi al TTMS asupra oţelului 55HGR sînt redate în figura 2. (1 — TTMS 15%, revenire la 250°C; 2 — TTMS 25%, revenire la 250°C; 3 — TTMS 50%, revenire la 250°C; 4 — VTMO 50%, revenire la 300°C; 5 — TTMS 50%, revenire la 400°C; 6 — fără TTMS, revenire la 520°C; 7 — fără TTMS, revenire la 250°C).

Din examinarea curbelor din această figură reiese că aplicarea TTMS duce la obţinerea unor rezultate net superioare. De exemplu, la o tensiune de 60 kgf/mm², probele supuse tratamentului termic obişnuit — după regimul optim — se distrug după un număr de 80 000 cicluri, în timp ce probele supuse TTMS (cu un grad de reducere de 50%, şi revenite 30 min la 250°C) se distrug abia după 700 000 cicluri. Prin urmare, valoarea rezistenţei limitate la oboseală a crescut de aproape nouă ori, iar prin micşorarea gradului de reducere, aplicat în cadrul TTMS la 15%, se ajunge la o creştere şi mai mare.

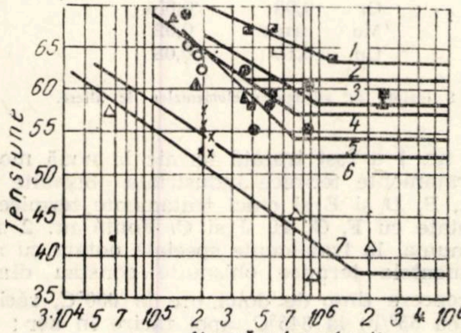


Fig. 2

La valori mai mici ale durităţii, probele supuse TTMS cu un grad de reducere de 50% (revenirea efectuată la temperaturi mai mari decît 400°C) au aproximativ aceleaşi valori pentru σ_{-1} ca şi probele tratate termic obişnuit. Aceasta denotă, după cît se pare, că revenirea oţelului 55HGR (oţel slab aliat) la temperaturi mai mari decît 400°C înlătură efectul favorabil al TTMS.

Concluzii. 1. Temperatura optimă de revenire, care asigură valori maxime caracteristicilor de oboseală pentru oţelul de arcuri 55HGR, este de 520—560°C.

2. Aplicarea TTMS duce la creşterea valorilor caracteristicilor de oboseală. Astfel, σ_{-1} creşte cu nu mai puţin decît 10%, iar rezistenţa limitată la oboseală creşte de circa nouă ori la aplicarea unui grad de reducere de 50%.

3. Temperatura optimă de revenire a oţelului 55HGR, după TTMS, este de 250—300°C. La creşterea temperaturii de revenire peste 400°C, efectul TTMS se înlătură.

4. Particularităţile structurii oţelului, după TTMS, duc la un alt caracter al dependenţei limitei de oboseală faţă de temperatura de revenire decît în cazul tratamentului termic obişnuit.

5. Aplicarea TTMS cu grade mici de reducere (15—20%) determină creşterea în modul cel mai efectiv a caracteristicilor de oboseală a oţelului, după revenirea la 350°C.

---

[1] *Bron, D. I., Rahstadt, A. G.* şi *Levites, I. I.* În : Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metalov, nr. 4, 1963.

N. D.

Metoda obţinerii oţelului de înaltă rezistenţă

În vederea obţinerii unor valori ridicate pentru rezistenţă şi plasticitate se pot aplica metode speciale de elaborare a oţelului sau călire izotermă [1]. Ridicarea plasticităţii oţelului după călirea izotermă se explică prin obţinerea în structură a unui amestec de fază α fin dispersă, o cantitate mică de carburi şi o cantitate însemnată de austenită reziduală îmbogăţită în carbon. Această structură, care are microvolume cu concentraţie mult diferită în carbon, se arată a fi mult mai tenace decît structura martensitică obţinută prin tratamentul obişnuit de călire şi revenire joasă.

Studiile anterioare, efectuate de autor, au arătat că, dacă un oţel aliat, în stare austenitică subrăcită, este supus unei deformări plastice în zona de temperaturi a transformării bainitice, atunci se intensifică procesul de redistribuire a carbonului. Aceasta duce la obţinerea unei structuri cu microneomogenităţi care are o mare rezistenţă şi elasticitate la o duritate relativ joasă, în comparaţie cu acelaşi oţel supus călirii obişnuite urmate de revenire.

Cercetările au arătat, de asemenea, că formarea produselor de descompunere a austenitei subrăcite, în timpul procesului de deformare plastică, nu duce la rezultate negative decît în cazul apariţiei feritei libere.

Schemele unor asemenea procese de prelucrare pentru creşterea rezistenţei pentru oţelul 40HS, sînt redate în figura 1. Aplicarea unui regim corespunzător schemei 1 determină obţinerea unei durităţi mici, dar prin aplicarea lui este posibilă apariţia de ferită liberă în structură, micşorîndu-se astfel rezistenţa. Aplicîndu-se regimul figurat de schema 2, se obţine o înaltă rezistenţă şi, în acelaşi timp, o

Tabela 1

Marca oţelului	Temperatura, °C	HRC	σ_r, kgf/mm²	$\sigma_{0,2}$, kgf/mm²	δ, %	ψ, %	K, kgm/cm²	σ_r, la duritate egală, după tratamentul termic obişnuit
30HN$_3$	350	31–37	150	136,5	9,0	46,8	7,5	115
30HN$_3$	450	24–28	122	116,5	13,7	52,7	10,2	90
30HN$_3$	550	22–23	109	105,3	15,2	57,4	22,5	80
37HN$_3$	350	42–46	180	—	8,3	38,8	—	155
37HN$_3$	450	34–37	145	142,0	10,0	43,0	6,6	115
40HS [1]	250	35–45	240	—	9,0	40,0	ruptură tenace	155
40HS [2]	250	18–25	178	150,0	11,6	24,8	ruptură tenace	85
40HS [3]	250	20–25	157	—	14,0	59,3	ruptură tenace	90
50HS	300	21–25	173	160,0	11,0	40,5	ruptură tenace	85

[1] Durata forjării 3 min, încălzire mai sus decît 550°C.
[2] Durata forjării 1 min, încălzire pînă la 700°C.
[3] Durata forjării 1,5 min, încălzire pînă la 700°C.

duritate mai mică decît în cazul aplicării altor metode de tratament termic.

În tabela 1 sînt prezentate rezultatele încercărilor mecanice ale unor oţeluri supuse tratamentului de creştere a rezistenţei (austenitizare la 900°C, subrăcire pînă la 550—600°C, deformaţie plastică, răcire după deformaţie în ulei sau în apă).

După cum se vede din tabelă, plusul de rezistenţă este de 25—90 kgf/mm² faţă de tratamentul termic obişnuit, iar raportul dintre limita de curgere şi rezistenţa de rupere este mult mai mare decît de obicei. Cea mai însemnată creştere a proprietăţilor s-a constatat la oţelurile aliate cu siliciu 40HS şi 50HS.

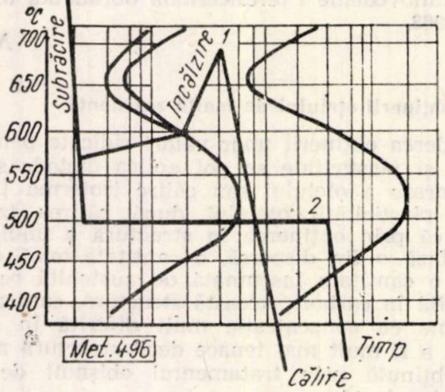


Fig. 1

Cercetările au arătat că structura microneomogenă caracteristică şi efectul de creştere a rezistenţei se păstrează după revenirea înaltă, iar stabilitatea la revenire este mai ridicată decît aceea a oţelului călit obişnuit.

---

[1] *Baranov, S. M.* În: Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 4, 1963.

N. D.

Influenţa tratamentului termic asupra rezilienţei fontei cu grafit nodular

Încercările de rezilienţă pe epruvetă crestată prezintă o deosebită însemnătate pentru piesele supuse la concentrări de tensiuni şi la încărcări bruşte, în special la temperatură joasă.

În S.U.A. s-au efectuat încercări cu două fonte industriale elaborate în cubilou, pentru a determina tratamentul optim atît pentru mărirea rezilienţei cît şi pentru coborîrea temperaturii la care apare fragilitatea [1]. Încercările efectuate pe o bară cu secţiune de 10 mm latură cu crestătură în V (45°), 0,25 mm rază şi 2 mm adîncime, au arătat că tratamentul termic optim este o recoacere de feritizare care întîrzie punerea în soluţie a carbonului, o austenitizare de scurtă durată (15 mm la temperatura de transformare), o călire în apă şi o revenire la 650°C.

S-au efectuat încercări cu două fonte: una modificată cu un aliaj de nichel-magneziu şi alta modificată cu un aliaj magneziu-siliciu-ceriu; ambele au fost din nou modificate cu ferosiliciu. Fontele au avut următoarea compoziţie:

	1	2
C	3,74*	3,36
Si	2,48	2,14
Mn	0,52	0,31
S	0,010*	0,010*
P	0,065	0,013
Ni	0,78	0,157
Cr	0,08	0,051
Mo	urme	0,02
Cu	0,15	0,08

* C şi S înainte de adăugarea elementelor de aliere.

Fonta nr. 1 a fost tratată termic în nouă moduri: patru tratamente termice industriale obişnuite notate cu A, B, D şi E şi cinci tratamente termice speciale notate cu F, G, H, J şi C. Fonta nr. 2 a fost supusă numai la tratamente speciale notate cu x, y, z.

Tratamentele termice obişnuite constau din:

— recoacere timp de două ore la 650°C, răcire în cuptor (cu 55°/h) la 345°C, apoi răcire în aer;

— austenitizare timp de o oră jumătate pînă la două ore, la 900°C, călire în ulei şi menţinere 10 min în mişcare în ulei, apoi revenire două ore la 540°C, răcire în cuptor (cu 55°/h) la 290°C, apoi răcire în aer;

— normalizare două ore la 900°C, călire în aer insuflat, revenire două ore la 635°C, răcire în cuptor (cu 55°/h) la 290°C, apoi răcire în aer.

Pentru stabilirea tratamentelor termice speciale s-au determinat temperaturile critice de transformare şi durata de transformare la aceste temperaturi: pentru fonta nr. 1, 860 şi 768°C şi pentru fonta

Tabela 1

	Recoacere	Răcire	Austenitizare	Călire	Revenire	σ_r kgf/mm²	σ_e kgf/mm²	δ. %	Duritate HRC
A	2 h la 615°C	în cuptor la 345°C	—	—	—	54,5	34,1	13	7
		apoi în aer	—	—	—	44	32	23,6	1
B			30 min la 900°C	în apă	15 min la 675 °C	64,7	53,7	8,8	19
C			30 min la 90°C	în apă	15 min la 675 °C	72,8	50,9	2,9	26
Z D			1 h 30′ —2 h la 900°C	10 min în ulei	2 h la 540 °C în cuptor și în aer la 290°C	100	53,8	2,4	34
E	2 h la 900°C	în aer insuflat	15 min la 860°C	în apă	2 h la 635°C în cuptor și în aer pînă la 290°C	79,4	48	8,2	21
G	1 h la 704°C	în aer	15 min la 860°C	în apă	35 min la 480°C	107	80,2	4,1	29
F	1 h la 704°C	în aer	15 min la 860°C	în apă	35 min la 595°C	83	64,2	5,9	28
Y	1 h la 704°C	în aer	15 min la 860°C	în apă	35 min la 595°C	80	67,2	2,9	31
J	1 h la 704°C	în aer	15 min la 860°C	în apă	35 min la 650°C	76,3	59,2	9,4	18
X	1 h la 704°C	în aer	15 min la 860°C	în apă	35 min la 650°C	71,2	48,4	4,1	25
H	1 h la 704°C	în aer	30 min la 836°C	în apă	35 min la 595°C	76,6	48,8	9,4	26

nr. 2, 850 și 757°C. Aceste tratamente sînt rezumate în tabelă.

Tratamentele termice au fost efectuate în baie de săruri, cu o reglare a temperaturii de ± 2,5°C.

Rezultatele obținute au arătat că folosirea fontelor cu grafit nodular, la temperaturi joase după o recoacere, îmbunătățește reziliența față de fontele cu aceeași rezistență la rupere, după normalizare sau călire la temperatură înaltă. Fontele astfel tratate sînt mai puțin fragile.

[1] *Vishnevsky, C.* și *Wallace, J. F.* În : Gray Iron News, iulie 1962.

M. P.

Oxidarea și decarburarea oțelurilor în cuptoarele cu flacără în cazul arderii incomplete a gazelor naturale

După cum este cunoscut oxidarea oțelului care se produce în timpul încălzirii, pe lîngă pierderile de material, prezintă și dezavantajul că îngreuiază efectuarea procesului de matrițare, mai ales în cazul matrițării fără bavură. Printre căile de reducere a oxidării și decarburării oțelului în timpul încălzirii, înainte de forjare și matrițare, se numără și încălzirea în cuptoarele cu flacără în care arderea combustibilului se face incomplet, adică cu un consum de aer mai puțin decît consumul teoretic necesar. O asemenea ardere este caracterizată prin formarea unei cantități însemnate de hidrogen și oxizi de carbon care feresc suprafața metalului de oxidare.

În vederea stabilirii influenței pe care o are reducerea cantității de aer asupra oxidării și decarburării oțelului, autorii acestui articol [1] au făcut o serie de experiențe în care au variat debitul de aer necesar arderii, temperatura de încălzire și durata de menținere pentru oțelurile R18 (RW180), SH15 (Rul 3) și HG (oțel de scule cu 1,3—1,5% C și 1,3—1,6% Cr). Rezultatele obținute au fost concretizate în diagrame din care rezultă pierderea de metal prin oxidare sau adîncimea stratului de decarburare în funcție de temperatura de încălzire, durata de menținere și coeficientul de utilizare a aerului.

În figura 1 se arată pierderea în greutate a oțelului în funcție de coeficientul de utilizare a aerului α_a după încălzirea la 1 200°C timp de două ore.

În figura 2 este dată variația adîncimii de decarburare a oțelului în funcție de coeficientul de utilizare a aerului α_a după încălzirea la 1 200°C timp de două ore.

Trebuie menționat că pierderile prin oxidare au fost determinate prin cîntărire înainte și după încălzire, adîncimea de decarburare a fost determinată pe cale metalografică, iar coeficientul de utilizare a aerului α_a reprezintă raportul dintre cantitatea de aer utilizată în timpul experiențelor și cea determinată pe cale teoretică cînd α_a = 1,0. Gazul folosit pentru experiențe a avut următoarea compoziție chimică : CH_4 98% ; CnHm 0,7% ; CO_2 0,1% ; și N_2 1,2%, adică o compoziție chimică foarte apropiată de cea a gazului metan romînesc.

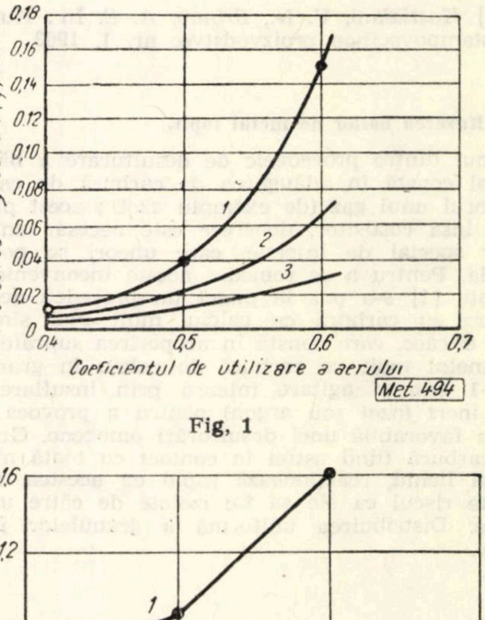


Fig. 1

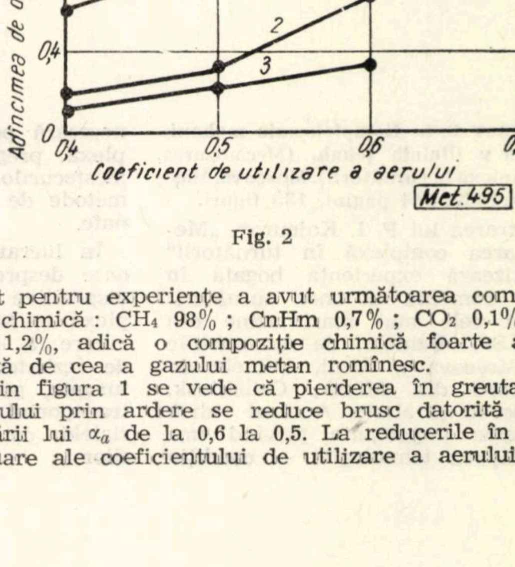


Fig. 2

Din figura 1 se vede că pierderea în greutate a oțelului prin ardere se reduce brusc datorită micșorării lui α_a de la 0,6 la 0,5. La reducerile în continuare ale coeficientului de utilizare a aerului sub

0,5, pierderea în greutate continuă să scadă, însă cu intensităţi mai mici. Micşorarea coeficientului de utilizare a aerului sub 0,4, pe lîngă faptul că influenţează mai puţin asupra oxidării, nu e recomandabilă din cauza îngreuierii procesului de ardere.

Determinînd procentual pierderile prin ardere, autorii arată că, încălzind un oţel nealiat cu circa 0,4% C la temperatura de 1 250°C timp de 90 minute $\alpha_a = 1{,}0$, pierderea prin oxidare a fost 3,5%, iar în cazul aceluiaşi oţel la 1 210°C timp de 65 minute cu $\alpha_a = 0{,}52$, pierderile au fost de 0,30%, adică de peste 10 ori mai mici.

Ţinînd seamă de faptul că la matriţare prezenţa unei pelicule subţiri de oxid nu împiedică procesul de matriţare, că dimpotrivă îl ajută datorită micşorării adeziunii dintre metal şi pereţii matriţei, precum şi de faptul că prin reducerea coeficientului de utilizare a aerului sub 0,5 se îngreuiază procesul de ardere fără a se realiza o economie substanţială de metal, rezultă că pentru reducerea oxidării la matriţare poate fi utilizată cu succes metoda arderii incomplete a gazelor. În acest caz, coeficientul de utilizare a aerului α_a se recomandă să fie luat în limitele 0,50—0,52.

În ceea ce priveşte reducerea adîncimii de decarburare, aşa cum rezultă din figura 2, folosirea metodei de ardere incompletă e mai puţin eficace.

---

[1] *Kostiakov, V. N., Erinov, A. E.* În : Kuznecino — ştampovocinoe proizvodstvo, nr. 1, 1963.

V. P.

Desulfurarea băilor de metal topit.

Unul dintre procedeele de desulfurare a băilor de metal constă în adăugarea de carbură de calciu cu ajutorul unui gaz (de exemplu azot) ; acest procedeu este însă costisitor, deoarece este necesar un dispozitiv special de injecţie, care uneori se poate înfunda. Pentru a se remedia aceste inconveniente, în Franţa [1] s-a pus la punct un procedeu de desulfurare cu carbură cu calciu, mult mai simplu şi mai eficace, care constă în acoperirea suprafeţei băii de metal topit cu carbură de calciu în granule de 0,5—1 mm şi agitare intensă prin insuflarea unui gaz inert (azot sau argon) pentru a provoca turbulenţa favorabilă unei desulfurări omogene. Granulele de carbură fiind astfel în contact cu toată masa de metal lichid, reacţionează rapid cu acestea, fără să existe riscul ca ele să fie izolate de către un strat gazos. Distribuirea uniformă a granulelor în baie este asigurată printr-un dispozitiv de insuflare a gazului format din ţevi cu diametrul interior de circa 1 cm fără nici un fel de filtru sau dispozitive de reglare. Prin acest procedeu se obţine în cîteva minute o scădere considerabilă a conţinutului de sulf din baie.

Încercări efectuate cu şarjă de 800 kg din fontă cu 0,05% S au arătat că dacă se răspîndeşte pe suprafaţa băii 11,2 kg carbură de calciu şi se insuflă azot timp de trei minute, conţinutul de sulf al băii se reduce la 0,006%, deci se produce o desulfurare de 92,5%.

---

[1] Tehniques mondiales, mai 1963.

M. P.

Influenţa unui tratament de revenire asupra structurii unui oţel carbon

În Suedia s-au făcut încercări în cursul cărora, prin studii metalografice cu ajutorul microscopului electronic, s-a determinat influenţa temperaturii şi duratei de revenire asupra unui oţel eutectoid călit [1].

Rezultatele au arătat că, atunci cînd revenirea este de scurtă durată sau efectuată la o temperatură joasă, în masa de bază a oţelului se produc precipitate uniform distribuite, din carburi, de dimensiuni uniforme ; acestea sînt cu atît mai numeroase cu cît durata de revenire este mai mare ; între toţi grăunţii de martensită se găsesc particule de carburi. Atunci cînd temperatura de revenire depăşeşte 500°C, grăunţii de martensită suferă o transformare şi anume limitele lor se deplasează şi forma lor se apropie de aceea a grăunţilor de ferită. Cristalele de ferită apar şi ele delimitate de şiruri de particule de carburi.

Încercările au confirmat teoria dezvoltării particulelor de carburi numai pînă la temperatura de 700°C ; cu cît temperatura de revenire scade, se constată că creşterea particulelor de carburi devine mai lentă decît cea teoretică. Pentru a se explica acest fenomen se presupune că cementita (fază care ocupă un volum mai mare decît ferita) comprimă carburile, frînînd dezvoltarea lor. Numai peste 700°C, difuziunea atomilor de fier devine suficient de rapidă pentru a atenua efectuarea acestor compresiuni.

Atunci cînd revenirile sînt de scurtă durată, ori care ar fi temperatura la care au loc, structura granulelor de martensită devine lamelară.

---

[1] În : Jerakontorets Anualer, nr. 10, 1962.

M. P.

RECENZII

KOJEUROV P. I. **Kompleksnaia mehanizaţia v liteinîh ţehah.** (Mecanizarea complexă în turnătorii). Moscova, Maşghiz, 1962, 284 pagini, 133 figuri.

Lucrarea lui P. I. Kojeurov, „Mecanizarea complexă în turnătorii“ sintetizează experienţa bogată în acest domeniu a unor turnătorii de la cele mai mari uzine din U.R.S.S. : Uzinele de automobile din Moscova şi Ural, Uzinele de tractoare din Minsk, Celiabinsk, Volgograd şi altele. Autorul ridică probleme importante privind îmbunătăţirea tehnologiei — condiţie necesară pentru mecanizarea complexă, pregătirea centralizată a amestecurilor de formare, noile metode de curăţire a pieselor turnate.

În lucrare se găsesc date preţioase despre maşini, mecanisme şi dispozitive de mecanizare complexă folosite în procesul de executare a miezurilor şi formelor, de dezbatere şi curăţire a pieselor turnate, precum şi de prepararea, transportul şi repartizarea materialelor de formare şi a amestecurilor.

Cartea este împărţită în cinci capitole : îmbunătăţirea procesului tehnologic în turnătorii ; mecanizarea complexă a proceselor de preparare şi de transport al amestecurilor de formare ; mecanizarea complexă a proceselor de topire şi turnare a metalului ; mecanizarea proceselor de executare a miezurilor şi formelor şi mecanizarea complexă şi automatizarea dezbaterii formelor şi curăţirii pieselor turnate.

Deosebit de preţioase sînt concluziile autorului, care este un bun cunoscător al practicii din turnătorii, privind căile de mecanizare şi automatizare a procesului de executare a miezurilor şi formelor ; în cadrul acestui capitol se analizează critic caracteristicile maşinilor folosite atît în U.R.S.S. cît şi în alte ţări. Autorul ţine seama, de asemenea, de ultimele realizări ale cercetărilor în domeniul măririi preciziei formelor şi miezurilor.

Cartea recenzată reprezintă de fapt o continuare a lucrării „Mecanizarea şi tehnologia avansată în turnătorii, (Maşghiz, 1958) scrisă de acelaşi autor.

Lucrarea lui P. I. Kojeurov este foarte utilă inginerilor şi tehnologilor din turnătoriile noastre, fie cu producţie de serie mare sau mică. Proiectanţii vor putea găsi numeroase exemple concrete necesare pentru stabilirea corectă şi mai rapidă a soluţiilor de reconstrucţie a turnătoriilor existente sau de proiectare a turnătoriilor noi.

De asemenea cartea este foarte folositoare studenţilor şi absolvenţilor facultăţilor de metalurgie şi de mecanică la executarea proiectelor de sector.

L. Sofroni

Prokatnoe proizvodstvo. (Producţia de laminate). vol. I, 743 pag., vol. II, 685 pag., Moscova, Metallurghizdat, 1962.

Necesităţile mereu cerscînde ale industriei constructoare de maşini şi ale altor ramuri industriale importante au provocat în ultimii 10—15 ani o creştere impetuoasă a producţiei de laminate în toate ţările lumii. S-a mărit considerabil numărul agregatelor grele (bluminguri, slebinguri, laminoare de tablă subţire şi de ţevi) precum şi al instalaţiilor destinate producerii de profile de toate tipurile. Manualele şi îndreptarele editate în cursul anilor precedenţi pentru uzul laminoriştilor (ingineri, cercetători, proiectanţi) s-au învechit în mod evident şi nu mai pot fi utilizate fără serioase rezerve şi corective. Masiva lucrare în două volume „Prokatnoe proizvodstvo" apărută sub redactarea prof. E. S. Rocotian, care a coordonat un numeros grup de autori, umple un gol resimţit de multă vreme în literatura de specialitate.

Volumul I cuprinde date excelent sistematizate privind principalii parametri ai procesului de laminare (presiunea totală şi specifică de laminare, coeficientul de frecare, momentul şi energia de laminare, avansul, lăţirea etc.) precum şi expunerea într-o formă foarte concisă atît a bazelor teoretice ale deformării plastice a metalelor şi aliajelor, cît şi a teoriei laminării.

Atrag atenţia de asemenea părţile a 2-a şi a 3-a din vol. I, consacrate descrierii amănunţite a utilajelor de laminare clasificate după specificul producţiei (bluminguri, laminoare degrosisoare continue şi semicontinue, laminoare de profile mici şi mijloci, linii continue şi semicontinue pentru tablă la rece şi la cald, agregate pentru ţevi, trefiloare). Deşi ultimul capitol (al patrulea) care încheie acest volum este restrîns ca număr de pagini, reuşeşte să redea principalele probleme în realizarea acţionărilor electrice şi automatizării laminoarelor. Este de asemenea de menţionat nivelul teoretic ridicat la care sînt expuse principiile fundamentale ale proceselor de laminare şi trefilare de cîţiva cunoscuţi oameni de ştiinţă (Ţelicov, Smirnov, Rocotian, Gubkin). Aproape fiecare capitol are o bibliografie bine pusă la punct şi axată aproape exclusiv pe lucrări publicate relativ recent. Cartea este bogat ilustrată cu scheme tehnologice şi schiţe a diferite organe componente ale instalaţiilor de laminoare, care însă uneori suferă de o insuficientă claritate.

S-a acordat de asemenea atenţia cuvenită metodelor moderne de măsurare cu traductori electrici de diferite tipuri a eforturilor mecanice dezvoltate la reducerea barei între cilindri.

Volumul II al lucrării este consacrat aproape în întregime descrierii tehnologiei laminării (inclusiv calibrarea cilindrilor scrisă de B. P. Bahtinov). Este evident că tratarea unui domeniu atît de vast nu permitea să se atingă în adîncime în mod uniform toate capitolele. Unele din acestea (cum ar fi descrierea lingourilor şi a pregătirii lor pentru laminare) sînt prea comprimate în raport cu celelalte părţi ale lucrării. În schimb merită de subliniat bogăţia de informaţii şi date tehnice (inclusiv indicatori tehnico-economici) privind producţia de semifabricate de tablă subţire şi de ţevi. Aranjarea judicioasă a tuturor acestor probleme, expunerea deosebit de clară şi riguroasă a soluţiilor celor mai bune recomandate, impun cu prisosinţă volumul al doilea, ca fiind el singur una din cele mai bune lucrări de acest gen publicate în literatura de specialitate de după război. Foarte interesante sînt şi capitolele 55—59 (secţiunea 10-a) care descriu o serie de procedee cu totul noi de laminare a unor profile periodice (sau cu secţiune variabilă), bandaje, pinioane, care au căpătat răspîndire largă în U.R.S.S. şi în alte ţări la producţia de rulmenţi, piese de automobile şi tractoare etc. Volumul mai cuprinde şi o secţiune consacrată organizării şi planificării producţiei de laminate, precum şi un index alfabetic care enumeră principalele probleme prezente în îndreptar.

În concluzie, trebuie spus că lucrarea de faţă este o realizare remarcabilă a colectivului celor peste 60 de autori şi că cel puţin în momentul de faţă este greu de găsit o a doua cu care să poată fi comparată deoarece este şi foarte completă şi extrem de sistematică. Credem că este absolut necesar să se traducă în limba romînă cel puţin cîteva din capitolele pe care le considerăm excepţional de reuşite : bazele teoriei laminării longitudinale, calculul parametrilor de forţă şi energetici în laminarea longitudinală, acţionarea electrică şi automatizarea laminoarelor, producţia de semifabricate, table, ţevi.

R. Fischgold

CRONICĂ

O largă dezbatere a problemelor de siderurgie

În zilele de 16—18 iunie a.c., a avut loc la Bucureşti sesiunea tehnico-ştiinţifică de referate şi comunicări organizată de institutul de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice IPROMET pe tema : Realizări şi perspective în proiectarea uzinelor siderurgice.

În cadrul celor patru secţii ale sesiunii : tehnologie, utilaje siderurgice, instalaţii şi construcţii, au fost prezentate un număr de 67 de comunicări şi referate elaborate de specialişti din institut şi din afara institutului.

Comunicările şi referatele prezentate s-au caracterizat printr-un nivel tehnic şi ştiinţific ridicat, printr-o strînsă legătură cu sarcinile concrete de dezvoltare a siderurgiei în ţara noastră. Lucrările sesiunii au reflectat progresul tehnic realizat în proiectarea uzinelor şi agregatelor siderurgice din ţara noastră şi au constituit o contribuţie de seamă la dezvoltarea neîncetată a nivelului tehnic al siderurgiei.

În cadrul şedinţelor pe secţii au fost prezentate comunicări şi referate cu privire la valorificarea raţională a minereurilor de fier, aglomerarea minereurilor, fabricarea semicocsului şi cocsului mărunt prin fluidizare, fabricarea cocsului din cărbuni energetici, proiectarea furnalelor, reducerea consumului de cocs în furnale, turnarea continuă a oţelului, dezvoltarea producţiei de oţeluri speciale, proiectarea sectoarelor de întreţinere, probleme de turnătorie, probleme de materiale refractare, alimentarea cu energie a combinatelor siderurgice, automatizarea agregatelor siderurgice etc., precum şi probleme specifice legate de proiectarea combinatului siderurgic de la Galaţi. Un număr însemnat de comunicări şi referate au tratat problemele legate de proiectarea pentru prima oară la noi în ţară, după concepţii originale, a unor utilaje ca acelea pentru noile furnale şi secţii de aglomerare, cuptorul SM de 400 tone, melanjoarele de 1500 tone etc.

În cadrul secţiei construcţii au fost prezentate comunicări şi referate cu privire la: condiţiile de fundare pe terenurile loessoide de la Galaţi, progresul tehnic în construcţiile metalice, unele realizări remarcabile ale institutului (hale industriale, castele de apă, estacada buncărelor la furnalele de la Reşiţa etc.), probleme de arhitectură industrială, metode noi de calcul al cadrelor industriale.

O deosebită importanţă s-a acordat analizei economice a soluţiilor prezentate, calculului eficienţei economice a investiţiilor în siderurgie, eficienţa economică a folosirii gazului natural şi a oxigenului în furnale, eficienţa economică a turnării continue etc.

Din prezentarea comunicărilor şi din discuţiile care au urmat s-a desprins o serie de directive de viitor în ce priveşte promovarea tehnicii, îmbunătăţirea continuă a activităţii de proiectare, intensificarea colaborării între institutele de proiectare, cercetare şi uzine.

Lucrările sesiunii au permis realizarea unui larg schimb de experienţă între oamenii de ştiinţă, proiectanţi, cercetători şi lucrători din exploatare şi execuţie, în numeroase domenii ale tehnicii; ele au permis o întregire şi completare reciprocă a cunoştinţelor teoretice prin cele practice, o vastă confruntare între stadiul mondial al tehnicii şi perspectivele de aplicare a unor soluţii noi în ţara noastră, un studiu aprofundat al posibilităţilor de lărgire a bazei interne de materii prime în siderurgia noastră.

La sesiunea tehnico-ştiinţifică au participat invitaţi din partea organizaţiilor de masă, ministerelor, institutelor de cercetări şi proiectări, uzinelor beneficiare şi executante, a întreprinderilor de construcţii siderurgice etc.

Cu prilejul acestei sesiuni delegaţii invitaţi au exprimat în repetate rînduri aprecieri pozitive asupra realizărilor institutului de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice IPROMET, cît şi asupra nivelului tehnic ridicat al comunicărilor şi referatelor.

Bilanţul bogat al lucrărilor sesiunii constituie o chezăşie că munca proiectanţilor de la IPROMET se va ridica în viitor pe o treaptă şi mai înaltă pentru a răspunde astfel sarcinilor ce revin institutului în desăvîrşirea construcţiei socialiste în ţara noastră.

Ing. S. Orăscu

Prima sesiune tehnico-ştiinţifică a uzinelor de utilaj greu din Brăila

La 15 şi 16 iunie 1963 a avut loc la Brăila prima sesiune tehnico-ştiinţifică a uzinei de utilaj greu „Progresul". În afară de membrii ai colectivului uzinei, au participat numeroşi delegaţi de la principalele uzine din ţară precum şi de la institutele de proiectare şi cercetare departamentale şi de la Institutele politehnice din Galaţi, Bucureşti şi Braşov. Scopul sesiunii a fost prezentarea unora dintre realizările însemnate ale uzinei, obţinute în ultimul timp prin munca susţinută a întregului colectiv al uzinei, bazată pe aplicarea practică a metodei de lucru ştiinţifice şi orientată în direcţia trasată prin hotărîrile celui de-al III-lea Congres al P.M.R., a ameliorării calităţii şi a micşorării preţului de cost al produselor. Paralel cu aceasta s-a urmărit efectuarea unui larg schimb de experienţă pe temele expuse în referate.

În referatul „Tendinţe de modernizare a utilajelor rutiere şi de construcţii" ing. *V. Constantinescu* a prezentat un studiu comparativ al realizărilor şi perfecţionărilor aduse pe plan mondial în acest domeniu precum şi numeroasele îmbunătăţiri aduse utilajelor fabricate de uzina Progresul, cu scopul de a determina creşterea dimensiunilor şi a puterii agregatelor, mărirea puterii de deplasare şi, paralel cu aceasta, a manevrabilităţii, posibilitatea folosirii agregatelor pentru mai multe scopuri şi obţinerea unor productivităţi mult ridicate la un preţ de cost scăzut. Uzina a realizat aceste cerinţe prin reproiectarea, la nivelul tehnicii mondiale, a majorităţii agregatelor produse: excavatoarele de 0,3 şi 0,65 m^3, autogrederul de 130 CP, autoscreperul de 6 m^3, buldozerul cu acţionare hidraulică, rulourile compresoare statice şi vibratoare. Execuţia acestor utilaje este caracterizată printr-o tehnicitate ridicată şi foarte eficientă a soluţiilor tehnice şi constructive adoptate, prin care se asigură atît un nivel tehnic ridicat cît şi siguranţă deplină în funcţionare.

În referatul „Fabricarea cilindrilor de laminor din oţel gratifizat" ing. *F. Mănăilă* a arătat caracteristicile metalografice, mecanice şi tehnologice (elaborare, forjare, aşchiere, tratament termic) ale acestui oţel bogat în carbon, elaborat în cuptorul Martin bazic (ceea ce reprezintă o performanţă deosebită a uzinei). Din acest oţel s-au turnat mai mulţi cilindri, a căror comportare în producţie este aşteptată.

Ing. *C. Ţarălungă* a prezentat referatul „Modernizări de utilaje în vederea executării pieselor de dimensiuni mari". Necesitatea de a prelucra unele piese de dimensiuni foarte mari a obligat colectivul uzinei să caute şi să găsească soluţii operative, folosindu-se exclusiv mijloacele proprii ale uzinei. În felul acesta, prin adoptarea unui dispozitiv de strunjire mobil, s-a obţinut modernizarea unui strung Carusel cu diametrul de 7 000 mm, făcînd posibilă strunjirea bandajelor de rulare ale melanjorului de 300 de tone, cu diametrul de 9 000 mm, iar prin modernizarea maşinii de frezat danturi s-au putut realiza coroanele dinţate ale cojitorului de lemne, avînd diametrul de 6 000 mm.

Ing. *Popan* a vorbit despre „Forjarea rotorilor pentru turbogenerator şi a corpurilor de înaltă presiune (retorte)". În ambele cazuri este vorba de obiecte de dimensiuni foarte mari şi în acelaşi timp foarte solicitate, a căror forjare a fost realizată pentru prima dată la noi în ţară la uzina Progresul, ca rezultat al unor străduinţe deosebite ale colectivului respectiv. Tehnologia de încălzire, forjare şi tratament termic a fost elaborată ţinînd seamă de posibilităţile reale ale uzinei şi a format obiectul unui studiu prealabil multilateral şi aprofundat al tehnologiei aplicate în ţările cu tehnica cea mai înaintată, pentru fabricarea acestor piese de mare importanţă şi foarte dificil de executat. Bunele rezultate obţinute în practică şi verificate pe probele detaşate chiar din corpul piesei confirmă justeţea gîndirii tehnice ştiinţifice care a stat la baza concepţiei tehnologice a uzinei.

Ing. *M. Simionescu* a prezentat referatul „Scule aşchietoare noi la Uzina de utilaj greu Progresul" în care tratează despre proiectarea şi execuţia unor scule destinate pentru prelucrarea găurilor adînci ca: Ø 305 x 2 500, obţinute prin găurire din plin cu un burghiu inelar, sau Ø 400 x 4 500 sau Ø 70 x x 3 500 mm. Se precizează modul de construcţie şi funcţionare a acestor scule, care au dat rezultate bune la aplicarea lor practică, precum și felul materialelor folosite. Ca problemă de perspectivă se menționează proiectarea sculelor necesare pentru executarea broșării exterioare (cu aplicație imediată în uzină la eboșarea roților dințate, a roților de lanț etc.). Colectivul uzinei, care se ocupă cu această problemă, cere sprijinul institutelor de specialitate pentru a rezolva împreună problema proiectării și execuției acestor scule.

În discuțiile care au urmat, delegații care s-au succedat la cuvînt au arătat nivelul științific înalt, caracterul practic și efectul economic pozitiv al realizărilor prezentate.

S-a precizat că ameliorarea esențială a indicilor utilajelor rutiere și de construcție construite de uzină, are o mare influență nu numai asupra economicității producției industriale a țării noastre, în care uzina Progresul are o pondere însemnată, dar influențează în bine și capacitatea de export a țării și își găsește aplicație directă foarte utilă pe numeroasele șantiere din țară, în primul rînd chiar pe șantierul viitorului combinat siderurgic Galați.

Ing. *C. Wanyorek*

O expoziție tehnică internațională

Între 23 aprilie și 2 mai 1963 a avut loc la Londra o expoziție tehnică internațională, în cadrul căreia au fost expuse o serie de echipamente industriale ilustrînd noi metode tehnologice aplicate în industrie.

Au fost totodată prezentate rezultate obținute în domeniul metalurgiei, studiul metalelor, fizică, chimie etc.

În legătură cu aspectul de cercetare trebuie menționat standul cuprului în cadrul căruia a fost adus la cunoștința vizitatorilor modul în care se desfășoară cercetările în legătură cu acest metal. Una dintre problemele de durată considerate este utilizarea cuprului pentru alierea fontei sau oțelului, problemă a cărei importanță a fost de mai multă vreme precizată. Se știe de exemplu că adăugarea unui procentaj redus de cupru în fonta cenușie determină o structură uniformă, constînd mai ales din perlită liberă, reduce proporția de ferită și ameliorează forma și distribuția grafitului. Un adaos de 2% cupru mărește rezistența la întindere cu 20%, efect amplificat în cazul cînd se utilizează împreună cuprul și molibdenul. Duritatea și rezistența la uzură cresc în timp ce sporirea conținutului de perlită permite o prelucrare mai ușoară. Un adaos de 1% cupru dublează rezistența fontei la coroziune, mai ales în mediile sulfuroase prezente în industria petrolieră sau minieră. De asemenea, cuprul accelerează recoacerea fontei albe și mărește rezistența la tensiune a fontei cu grafit nodular.

Standul cobaltului a ilustrat larga gamă de utilizare a acestui metal, începînd de la piesele solicitate ale turbinelor cu gaze pentru vase sau avioane, pînă la utilizarea ca îngrășămînt agricol sub forma de sulfat, pentru cereale, cartofi sau în viticultură. S-a evidențiat utilizarea cobaltului în oțelurile de scule pentru mărirea durității peste 540°C, pentru brunajul arborilor sau pieselor funcționînd la viteze și presiuni mari, pentru confecționarea sculelor cu viteze de tăiere mari, pentru accelerarea vitezei de uscare a cernelei de tipar etc. Au fost evidențiate și unele aspecte noi ale utilizării cobaltului : ca oxidant al oxidului de carbon în măștile de gaze (se utilizează un amestec cu 15% oxid de cobalt) sau drept catalizator pentru oxidarea produselor arderii incomplete la motoarele de automobil.

În domeniul cuptoarelor au fost prezentate cuptoare electrice, cu gaze sau combustibil lichid, funcționînd între 50°C și 850°C cu o precizie de ± 1°C, prevăzute cu dispozitive electrice de programare. Au fost expuse și noi tipuri de cuptoare încălzite cu elemente de radiație din molibden.

În ce privește turnarea sau sinterizarea, au fost expuse o serie de produse noi : o fontă ce poate fi îndoită chiar la rece, datorită prezenței granulelor sferice mici de grafit, piese complexe fabricate prin sinterizare din fier, alamă sau bronz, matrițe din aliaj ușor pentru turnarea zincului, staniului sau aluminiului etc.

Această expoziție a fost completată cu o întreagă gamă de mașini noi pentru prelucrare.

M. S.

REVISTA REVISTELOR

Liteinoe proizvodstvo Nr. 4/1963 — *I. Șklennik și A .I. Batîsev* — Folosirea suprafețelor ondulate pentru prevenirea formării crăpăturilor la cald în piesele turnate din oțel ; *V. K. Belgovski și V. I. Parșina* — Mărirea durității cilindrilor pentru industria hîrtiei ; *A. F. Vlasov* — Mărirea fluidității amestecurilor de formare cu suspensii modificatoare ; *B. V. Babușkin și colab.* — Executarea miezurilor cu întărire în cutii încălzite ; *A. R. Radinovici și I. D. Ivanov* — Instalație pentru pregătirea continuă a cerii pentru modele ; *I. S. Eremeev* — Automatizarea încărcării șarjelor în cubilou cu ajutorul elementelor de automatică fără contact ; *M. M. Ivahnenko* — Automate pentru măsurat greutăți în turnătorii ; *O. D. Bîcikov* — Folosirea tehnicii televiziunii în turnătorii ; *A. I. Hrapov și V. I. Bedarev* — Comportarea elementelor la menținerea fontei tratate cu magneziu în stare lichidă ; *A. V. Cernovol și I. N. Taran* — Despre modificarea fontei cu zinc ; *N. A. Voronova și colab.* — Influența materialului creuzetului asupra conținutului de ceriu remanent la menținerea fontei sub strat reducător ; *D. N. Hudokormov și O. S. Komarov* — Cristalizarea fontelor modificate cu ceriu, telur și calciu ; *N. G. Ghirsovici și colab.* — Dilatarea inițială a aliajelor feroase și neferoase ; *O. I. Koțiubinski și colab.* — Tensiuni remanente și deformarea pieselor turnate din fontă ; *L. B. Kogan și colab.* — Crăpături de contracție la piesele turnate din fontă în forme metalice ; *L. P. Trusov și V. I. Kymanin.* — Rafinarea oțelului refractar Cr-Mo-V cu adaosuri mici de ceriu ; *A. M. Mihailov și colab.* — Mărirea rezistenței la uzură a pieselor turnate din oțel ; Schimb de experiență : Liant nou pentru miezuri fără ulei SKT-10 ; O nouă compoziție pentru modele fuzibile ; Nisip cuarțos natural din zăcămintele Uralului de Sud ; Pregătirea jgheburilor pentru mașinile centrifugale cu cochile răcite cu apă ; Turnarea cilindrilor din oțel în semicochile ; Folosirea modificării pentru mărirea compactității pieselor turnate din fontă cu pereți subțiri ; Turnarea oțelului fără folosirea dopului ; Termocuple de contact ; Uscător transportabil cu gaz pentru forme mari ; Mărirea durabilității creuzetului cuptoarelor de topire și acumulare în secțiile de turnare sub presiune ;

Despre terminologia și clasificarea zonelor de cristalizare primară în piesele turnate. Nr. 5/1963 — *P. V. Cernogorov și V. A. Izosimov* — Topirea fontei în cubilou cu folosirea carburii de calciu; *P. M. Karpov și P. N. Bidulia* — Folosirea fontelor de turnătorie cu conținut scăzut de Si în cubilou; *V. D. Murîsov* — Calculul maselotelor orizontale cilindrice închise ale pieselor turnate din oțel; *I. I. Horoșer* — Durata de recoacere a fontei maleabile; *N. A. Voronova și colab.* — Fonta tratată cu magneziu rezistentă la abraziune; *K. I. Vașcenko și S. P. Doroșenko* — Despre rolul fazei sticloase (silicați) în formarea aderenței; *O. A. Velicov* — Analiza construcției și căile măririi duratei automatelor de formare; *V. T. Antonenko* — Dispozitiv de comandă pentru dozarea materialelor în bucăți; *A. R. Komarov* — Alegerea instalației pentru introducerea magneziului; *A. I. Makeev și I. I. Gubanov* — Tobe de curățire cu mișcare neîntreruptă; *P. I. Sorokin și colab.* — Influența modificării asupra refractarității și rezistenței la creștere a fontelor pentru lingotiere; *G. F. Balandin și I .P. Iakovlev* — Influența vibrației asupra procesului de cristalizare al pieselor turnate; *A. B. Mostovoi și P. N. Bidulia* — Încălzirea exotermă a maselotelor lingourilor de forje; *A. A. Svaika* — Problemele teoriei turnării centrifuge; Schimb de experiență: Căptușirea cubilourilor cu masă bătută; Cu privire la formarea zgurei în cuptoarele acide pentru elaborarea oțelului; Importanța temperaturii fontei inițiale la modificarea cu modificatori în stare solidă și lichidă; Turnarea gurilor de vînt; Maselotă laterală pentru spălare; Cartușe cu încărcătură de zinc pentru maselotele pieselor din oțel turnat; Folosirea adaosurilor active la topirea bronzurilor de aluminiu. Folosirea betoanelor rezistente la temperatură cu sticlă solubilă pentru căptușirea creuzetelor de fontă a cuptoarelor de acumulare și topire; Mașină pentru stampare lichidă a pieselor mici din aliaje neferoase; Încercarea amestecurilor de formare și de miez în stare încălzită; Instalație pentru cercetarea cojilor ceramice la turnarea de precizie; Îmbunătățirea dezbaterii amestecurilor cu sticlă solubilă și a suprafeței pieselor turnate; Vopsea de zirconiu cu uscare rapidă; Despre particularitățile formării aderenței la piesele turnate din oțel aliat; Determinarea rezistenței de aderare a vopselei la suprafața cochilei; Presarea cupei de turnare pe mașina model 271; Tendințe actuale în tehnologia de turnare din străinătate; Problemele preciziei pieselor turnate — în centrul atenției opiniei publice.

Fonderie Nr. 205/1963 — *M. Cotte* și *P. Lévy* — Folosirea materialelor plastice în utilajele de turnătorie ale Regiei naționale a uzinelor Renault; *G. Meynet* — Studiul influenței elementelor cupru, mangan, magneziu și fier asupra cîtorva proprietăți fizice și chimice ale aliajului A-S 10 G turnat în cochilă; Note bibliografice: Structura și caracteristicile mecanice ale unui oțel turnat în cochile; Reglarea răcirii pisèlor groase din oțel în formă; Efectul tratamentului termic asupra rezistenței la șoc a fontei cu grafit nodular.

Giesserei Nr. 7/1963 — *K. G. Schmidt* — Problemele desprăfuirii în turnătorie; *M. G. Dronsek* și *R. Pohle* — Desprăfuirea cubiloului cu aer cald cu electrofiltru uscat; *W. Eisenkopf* — Amortismentele în calculele de cheltuieli. Nr. 8/1963 — *H. L. Roes și colab.* — Problemele fabricării pieselor turnate din oțeluri refractare; *G. Mix* și *P. Salm* — Sudarea în procedeul de finisare din turnătoriile de oțel și fontă; baza și indicațiile pentru executarea practică; *W. Patterson* și *R. Döpp* — Fontele ca material pentru cochile; *W. Patterson* și *S. Engler* — Defecte de volum în corpurile turnate din bronz cu staniu. Nr. 9/ /1963 — *H. K. Quéré* — Instalații pentru turnarea sub presiune; *G. Lieby* — Caracterele construcției cochilelor pentru turnarea sub presiune; *W. Venus* — Influența diverselor poziții ale piciorului și alimentatorului în construcția cochilelor pentru turnarea sub presiune cu cameră de presiune orizontală sau verticală; *K. Detering* — Considerațiuni economice în introducerea turnării sub presiune a metalelor neferoase; Nr. 10/1963 — *K. E. Granitzki* — Procedee pentru determinarea umidității în nisipurile de formare; *L. Hofmann* și *O. Oppermann* — Studiul cheltuielilor de uscare a miezurilor; *K. H. Caspers* și *J. Demharter* — Folosirea unui liant cu glucoză în procedeul cutiilor calde.

Fonderia Nr. 3/1963 — *G. Barchiesi* — Semne pentru producerea de piese turnate; Laminarea fontei; Rezumatul unor lucrări prezentate la ultimul congres internațional de turnătorie; Afinarea aliajelor alumino-silicioase cu conținut ridicat de Si; *O. Y. Kotyubinski* — Noua metodă de îmbătrînire a pieselor turnate din fontă cu ajutorul solicitărilor termice; Dezvoltarea industriei siderurgice japoneze; Segregarea fontei; Cuzineți din aliaj aluminiu-staniu cu structură reticulară. Nr. 4/1963 — *A. Draper* — Principii ale turnării sub presiune; *G. Barchiesi* — Industria italiană de mașini pentru turnarea sub presiune; Exemplu de așezare a desprăfuitoarelor de gaz de la cuptoare; H. Mueller; Posibilitatea tratamentului termic al fontei maleabile; Procedeul de microtopire pentru piese turnate de precizie; Unii factori ce trebuie luați în considerare în producerea amestecurilor; *Giacomelli* — Factori metalurgici obținuți în producerea fontei cu grafit nodular și special în cuptoare cu inducție de încălzire cu nucleu central; Folosirea propanului în turnătorie; Procese de obținere a pieselor turnate de precizie.

Buletin informativ al Institutului de turnătorie (supliment) nr. 1—2, 1963. Rutkowski, J. — Încercări de determinare cantitativă a austenitei la transformările bainitice; Krzezewski, R. și Marcinkowski, J. — Controlul în serie al pistoanelor de fontă cu ajutorul izotopilor de cobalt; Karamara, A. și Rutkowski, J. — Problema metodelor de control nedistructiv aplicată la piesele turnate din fontă.

Przeglad odlewnictwa nr. 1/1963. Szreniawski, J. și Jopkiewicz, A. — Probleme referitoare la calculul și analiza funcționării recuperatoarelor cu radiații pentru cubilouri; Kniaginin, G. — Cercetarea în laborator a rezistenței la uzură a oțelului turnat austenitic cu mangan; Wasowicz, H. — Modele și cutii de miezuri executate din materiale sintetice, întărite cu fibre de sticlă; Kozielevicz, J. — Amestecuri de ciment pentru formarea lingotierelor; Kulesza, W. — Instalații de desprăfuire cu închidere hidraulică; Holtrop, J. — Mașini de format prin aruncare în practica turnătoriei.

D. M.

INFORMAŢII

Substanţe minerale obţinute din apa mărilor

Folosirea sărurilor de magneziu extrase din apa mărilor pentru producerea magneziului metalic capătă o tot mai mare importanţă.

Dintre bazinele maritime interioare ale Uniunii Sovietice folosite pentru obţinerea substanţelor minerale, afară de bazinele de evaporare ale Mării Negre din Crimeia şi din Kara-Bagaz-Gol, o importanţă deosebită pentru economia naţională a acestei ţări o au apele lacurilor Sivaş şi Perekop. Posibilităţile folosirii complexe a resurselor minerale, de pildă, ale lacului Sivaş, sînt deosebit de mari. Din saramura lacului Sivaş, afară de sare de bucătărie, pot fi extrase variate şi valoroase materii prime minerale. În primul rînd, este vorba de oxidul de magneziu.

Materialele refractare fabricate din oxidul de magneziu extras din saramură depăşesc considerabil, prin stabilitate termică, rezistenţă şi după alţi indicatori, materialele refractare din magnezită naturală, făcînd posibilă prelungirea duratei de funcţionare a agregatelor metalurgice cu cel puţin 10%.

Ţinînd seamă de faptul că industria metalurgică din sudul Uniunii Sovietice are nevoie, în fiecare an, de importante cantităţi de magneziţi de Satkinsk, care sînt aduse de la mari depărtări, din Ural, extragerea oxidului de magneziu din apele lacului Sivaş capătă o tot mai mare importanţă.

Controlul calităţii tablei cositorite

Pînă acum, în producţia de tablă albă, controlul calităţii acoperirii tablei cu cositor se efectua folosindu-se metodele chimice, fapt care avea ca urmare o mare cheltuială de timp (o jumătate de oră pentru probă) şi un mare consum de metal.

Aparatele cu radioizotopi au schimbat din temelie organizarea controlului. Acum timpul necesar controlului durează 3—4 min, iar pierderile de tablă sînt complet eliminate, realizîndu-se importante economii. Ţinînd seamă de economiile medii calculate după datele Combinatului metalurgic din Magnitogorsk, se poate presupune că, în cazul în care toate uzinele care produc tablă albă ar întrebuinţa aparate cu radioizotopi, anual s-ar putea realiza economii în valoare de cel puţin 9 000 000 — 10 000 000 de ruble.

Din realizările siderurgiei sovietice

În U.R.S.S., în industria siderurgică se acordă o mare importanţă îmbunătăţirii factorului de utilizare a echipamentului existent. Astfel, au dobîndit o utilizare pe o scară tot mai mare concasarea, sortarea, concentrarea şi dozarea amestecurilor de minereuri de fier şi a încărcăturii de cărbune pentru fabricarea cocsului metalurgic. A crescut mult, de asemenea, producţia de aglomerat şi a fost extinsă utilizarea aglomeratului cu fondanţi. Utilizarea aglomeratului bazic, de pildă, a dus la creşterea productivităţii furnalelor cu 7—12% şi la reducerea consumului de cocs cu 3—5%.

La majoritatea uzinelor siderurgice din U.R.S.S., furnalele lucrează cu încărcătură complet pregătită : aglomerat bazic, cocs şi minereu concasat, sortat. De asemenea, la unele uzine se exploatează cu bune rezultate instalaţiile de cernere a bucăţilor mărunte din aglomerat, înainte de încărcarea acestuia în vagonete.

Noi procese tehnologice utilizate în metalurgie

Metodele cu indicatoare radioactive întrebuinţate pentru studierea şi perfecţionarea proceselor tehnologice au o deosebită eficacitate economică. Aşa de exemplu, pe baza acestei metode au fost perfecţionate procesele tehnologice care au loc în cuptoarele Martin ale uzinei „Azovstal" (U.R.S.S.).

S-a ajuns la concluzia că este avantajos ca varul, folosit la introducerea încărcăturii şi care este foarte costisitor, să fie înlocuit cu calcar (piatră de var), material simplu şi ieftin. Aplicarea noului proces tehnologic cu ajutorul indicatoarelor radioactive a avut ca urmare reducerea cheltuielilor la materialul care este folosit la introducerea încărcăturii şi scurtarea cu 10 minute a duratei şarjei de oţel pentru şine.

Economiile rezultate anual întrec suma de 180 000 de ruble, iar calitatea oţelului se îmbunătăţeşte. Rezultate asemănătoare au fost obţinute la uzinele metalurgice „Ilici", cum şi la Uzina metalurgică din Dneprodzerjinsk.

Televiziune într-un cuptor

La ultima expoziţie de fizică, ţinută în octombrie 1962 la Paris, s-a prezentat un asamblu de televiziune permiţînd controlul operaţiilor ce se desfăşoară într-un cuptor.

Camera este alcătuită dintr-un obiectiv de concepţie specială, formînd împreună un bloc aşezat într-o centură cilindrică din oţel inoxidabil, răcită cu apă, avînd un diametru de 10 cm.

Aparatul poate suporta o temperatură de 2 000°C.

Folosirea păcurii cu conţinut de sulf la încălzirea cuptoarelor Martin

Prin studiul făcut la uzina metalurgică „F.A. Merkulov" din Seversk (U.R.S.S.) s-a constatat că păcura cu un conţinut de sulf care nu depăşeşte 2,5% S poate fi folosită începînd de la cea de a doua perioadă de topire (după acoperirea băii cu zgură) ; cu această ocazie conţinutul de sulf în metal nu creşte.

La arderea păcurii cu conţinut de sulf temperatura flăcării creşte cu 30—40%, în baie se formează mai puţină spumă, conţinutul băii începe să fiarbă mai repede şi fierbe mai bine, se reduce durata de afinare cu 15—20%, iar cheltuielile pentru combustibil se reduc cu 12—15%.

Un nou procedeu de laminări la cald

Institutul ucrainean de cercetări ştiinţifice în domeniul ţevilor a elaborat un nou procedeu de laminare la cald, care permite confecţionarea de ţevi cu lungimea pînă la 60 m, cu valori ridicate de rezistenţă şi cu alungiri mari.

Acest procedeu constă în faptul că laminarea la cald se efectuează cu încălzirea prin inducţie a semifabricatelor pînă la 200—400°C, înainte de începerea deformării.

În acest scop, laminorul pentru laminarea la rece de tip uzual este echipat cu un încălzitor de înaltă frecvenţă pentru încălzirea semifabricatului şi cu un dispozitiv pentru răcirea filierelor şi a ţevilor laminate.

Noul procedeu asigură creşterea gradului de coroiaj al ţevilor în timpul laminării, ceea ce duce la micşorarea numărului de treceri şi la creşterea productivităţii laminorului cu peste 40%.

De asemenea, prin laminarea la cald a ţevilor după noul procedeu se micşorează consumul de metal şi se reduce preţul de cost al ţevilor.

Extragerea fierului din cenuşă

În R. P. Polonă a fost propusă o metodă de extragere a fierului din cenuşa rezultată la centralele electrice. Calculele au arătat că, în această cenuşă, se află circa 5% fier şi, deci la consumul anual de 2 000 000 t de cărbune se aruncă afară circa 100 000 t de fier.

În scopul extragerii fierului din cenuşă se propune folosirea unor separatoare electromagnetice.

Folosirea izotopilor radioactivi la controlul grosimii laminatelor

Determinarea grosimii unei plăci de metal care se deplasează continuu în timpul laminării este o operaţie foarte dificilă. Atunci cînd viteza de laminare era mică (3—4 km/h), grosimea laminatelor era măsurată prin urmărirea cu micrometrul a benzii laminate. După cum s-a dovedit, metoda era puţin productivă. Cu timpul, laminoarele perfecţionîndu-se, viteza de lucru a acestora a crescut, atingînd 20 km/h. În aceste condiţii, controlul grosimii benzii nu se mai putea efectua cu metoda aceasta şi au început să fie folosite role care lunecau pe bandă indicînd grosimea laminatului. Rolele însă se uzau foarte repede şi nu indicau rezultate precise.

Astăzi, cînd viteza de laminare a atins aproape 100 km/h (pînă la 30 m/s), măsurarea grosimii laminatului şi controlul funcţionării laminoarelor se efectuează cu ajutorul izotopilor radioactivi introduşi în aparate cu radioizotopi, realizîndu-se măsurarea fără contact, adică fără ca metalul laminat să fie atins. În cazul acesta, viteza de laminare nu influenţează măsurările efectuate.

Vitezele mari de laminare nu pot să fie concepute fără reglarea automată a grosimii metalului laminat. Această problemă este rezolvată, de asemenea, tot cu ajutorul aparatelor cu radioizotopi.

Laminor construit în R.P. Bulgaria

Institutul de construcţii mecanice şi prelucrare a metalelor al întreprinderii „Machproekt" a construit un nou tip de laminor universal pentru prelucrarea metalelor la rece şi la cald.

Acest laminor poate executa profiluri metalice cu secţiune rotundă, ovală, pătrată, în stea etc.

Laminorul realizat este relativ uşor şi poate să fie transportat pe diferite şantiere.

De asemenea, noul tip de laminor este de două ori mai productiv decît maşinile folosite pînă în prezent la trefilarea fierului beton.

Probele efectuate cu noul laminor au dat rezultate excelente, fierul în bare pretrefilîndu-se pînă la 60% şi primind apoi secţiunea cea mai indicată în lucrările de construcţie. În plus, datorită prelucrării la rece, indicii de rezistenţă s-au mărit aproximativ de două ori.

Realizări în metalurgie

În Japonia, în urma cercetărilor şi experienţelor efectuate, s-a obţinut un aliaj colorat „argintiu" sau „auriu" din pulberi de fier pur şi aluminiu sau de fier pur şi cupru. Aliajele obţinute au un luciu permanent şi sînt termorezistente. De asemenea, a fost elaborat un procedeu pentru aplicarea, pe blocurile de grafit şi pe căptuşeala cuptoarelor, a unei acoperiri subţiri din carbură de siliciu, care le apără de oxidare la temperaturi înalte. Blocurile de grafit sînt cufundate într-o soluţie de oxid de siliciu şi apoi sînt încălzite la o temperatură de aproape 2 000°C, într-un mediu inert.

Tot în Japonia este utilizat un procedeu îmbunătăţit de aplicare pe oţel a unui strat subţire de crom care îl face rezistent la coroziune, rezistenţa fiind asemănătoare cu aceea a oţelului inoxidabil. Obiectul este acoperit pe cale galvanică obişnuită. Dar, după ce în baie se adaugă un agent chimic special, cromul poate să fie întrebuinţat într-o stare mai puţin oxidată. Prin prelucrare termică ulterioară, cromul difuzează în oţel.

INVENŢII

Invenţia R.P.R. nr. 41 937

Procedeu de încălzire a tablelor metalice în vederea îndreptării

Autor: ing. Ştefan Grosu şi colaboratorii

Se cunosc diferite procedee de încălzire a tablelor, dintre care mai răspîndită este încălzirea cu flacără oxiacetilenică. Acest procedeu prezintă dezavantajul că necesită un consum mare de oxigen şi carbid şi prezintă pericol de explozie. Se mai execută încălzirea tablei prin arc electric cu ajutorul unui electrod de sudare obişnuit. Acest procedeu prezintă dezavantajul că în timpul încălzirii apar, pe tabla de îndreptat, depuneri metalice provenite din topirea electrodului, care trebuie să fie curăţate ulterior. Un alt procedeu utilizat este acela de încălzire a tablei prin contact, folosind un electrod de cărbune cu diametrul de 15–20 mm alimentat cu un curent electric alternativ folosit la sudare electrică. Acest procedeu prezintă dezavantajul că în timpul plimbării electrodului pe suprafaţa tablei are loc în mod inevitabil o topire parţială a tablei.

Noul procedeu folosit pentru încălzirea tablelor subţiri, în vederea îndreptării lor înlătură dezavantajele procedeelor cunoscute şi foloseşte pentru încălzire un electrod dintr-un aliaj de metale neferoase, uşor fuzibil şi cu elemente volatile (de exemplu, alamă, bronz etc.), alimentat cu curent electric de circa 1 000 A la 3–8V dat de un transformator. În vederea încălzirii tablei, electrodul este plimbat pe suprafaţa tablei ca în cazul electrodului de cărbune. De această dată însă sînt excluse supraîncălzirile locale care duc la topirea parţială a tablei, deoarece în caz de supraîncălzire are loc o topire, respectiv o vaporizare a componentei volatile a electrodului.

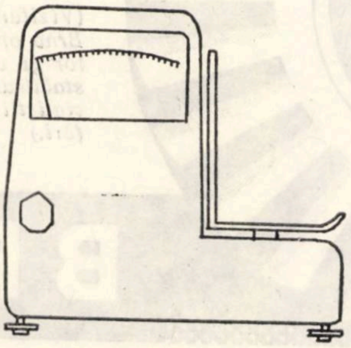
Noul procedeu folosit prezintă în plus avantajul că vaporii produşi în cazul vaporizării componentei uşor volatile a electrodului contribuie la cedarea mai intensă a căldurii care se formează în zona de încălzire. Un alt avantaj îl constituie faptul că se lucrează cu un curent de tensiune redusă.

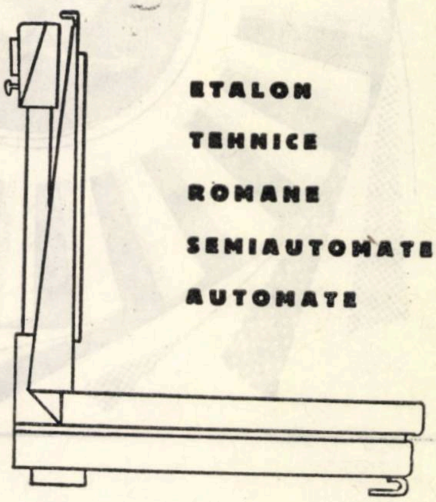
Revista METALURGIA, organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, str. Ion Ghica nr. 3, raion Tudor Vladimirescu, telefon : 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 026.002 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, M.M.C.M. — Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : lei 100 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informaţia str. Brezoianu nr. 23—25 Bucureşti, c. 3108

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

BALANȚE ȘI BASCULE

DE LA 1 kg LA 200 t





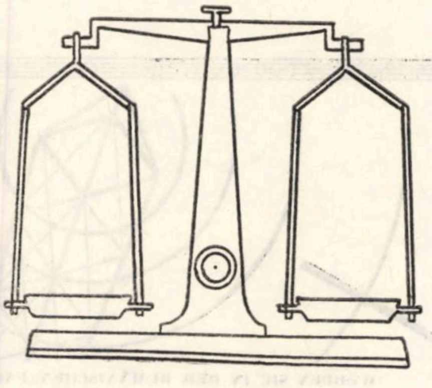
ETALON

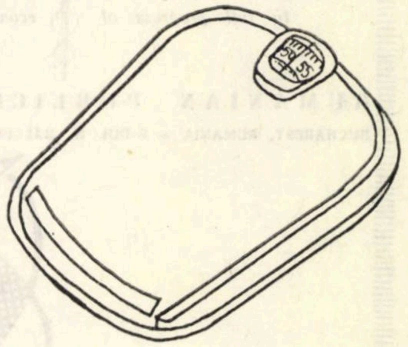
TEHNICE

ROMANE

SEMIAUTOMATE

AUTOMATE





EXECUTĂ

UZINA „BALANȚA" SIBIU

CALEA GUȘTERIȚEI Nr. 21—23 • TELEFON 6200

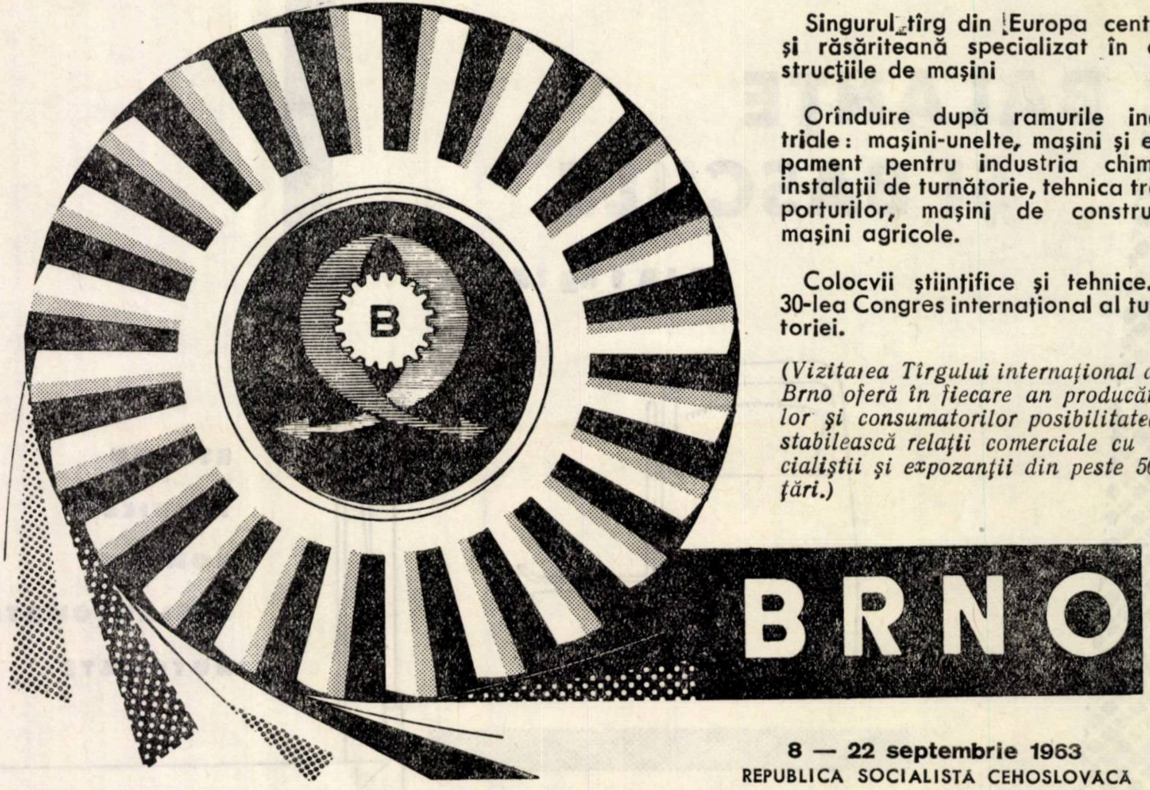
TÎRGUL INTERNAŢIONAL DE LA BRNO

Singurul tîrg din Europa centrală şi răsăriteană specializat în construcţiile de maşini

Orînduire după ramurile industriale: maşini-unelte, maşini şi echipament pentru industria chimică, instalaţii de turnătorie, tehnica transporturilor, maşini de construcţii, maşini agricole.

Colocvii ştiinţifice şi tehnice. Al 30-lea Congres internaţional al turnătoriei.

(Vizitarea Tîrgului internaţional de la Brno oferă în fiecare an producătorilor şi consumatorilor posibilitatea să stabilească relaţii comerciale cu specialiştii şi expozanţii din peste 50 de ţări.)

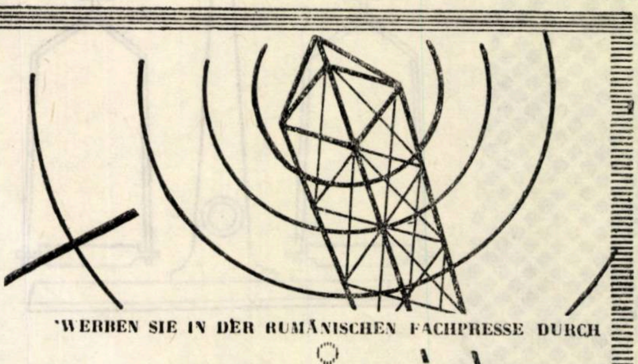


8 — 22 septembrie 1963
REPUBLICA SOCIALISTĂ CEHOSLOVACĂ

FOR ADVERTISEMENTS IN RUMANIAN PERIODICALS APPLY TO,

Modern, efficient advertising on the Rumanian market in full progress of economic development

RUMANIAN PUBLICITY AGENCY
BUCHAREST, RUMANIA — B-DUL N. BĂLCESCU No. 22 — TEL.: 14.75.35



WERBEN SIE IN DER RUMÄNISCHEN FACHPRESSE DURCH

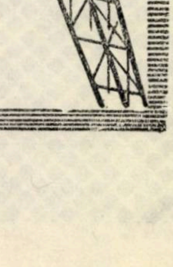
Moderne und wirksame Reklame auf dem aufstrebenden rumänischen Markt

RUMÄNISCHE WERBEAGENTUR
BUKAREST, RUMANIEN — B-DUL N. BĂLCESCU 22 — FERNRUF: 14.75.35

FAITES VOTRE PUBLICITÉ DANS LA PRESSE ROUMAINE DE SPÉCIALITÉ EN VOUS ADRESSANT À

Réclame moderne, frappante, efficace, s'adressant au marché roumain en pleine évolution économique

AGENCE ROUMAINE DE PUBLICITE
BUCAREST, ROUMANIE — B-DUL N. BĂLCESCO No. 22 — TEL. 14.75.35

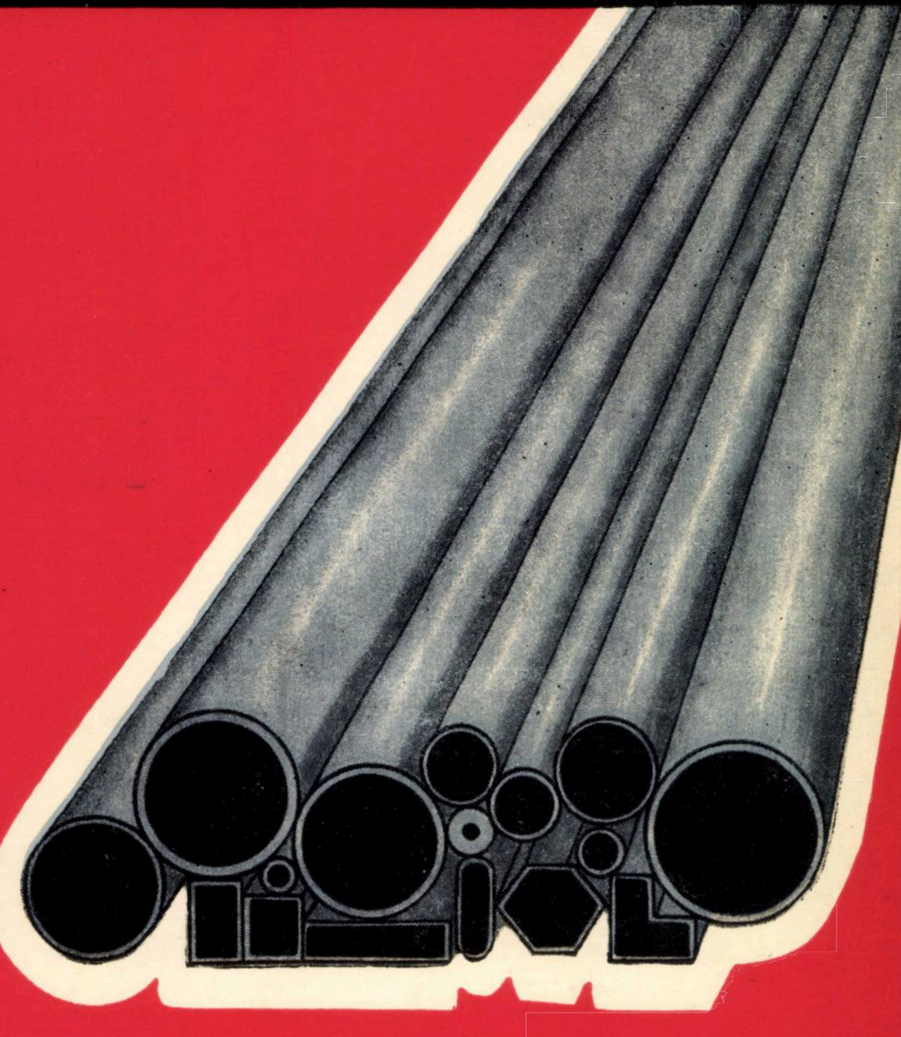


ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1963

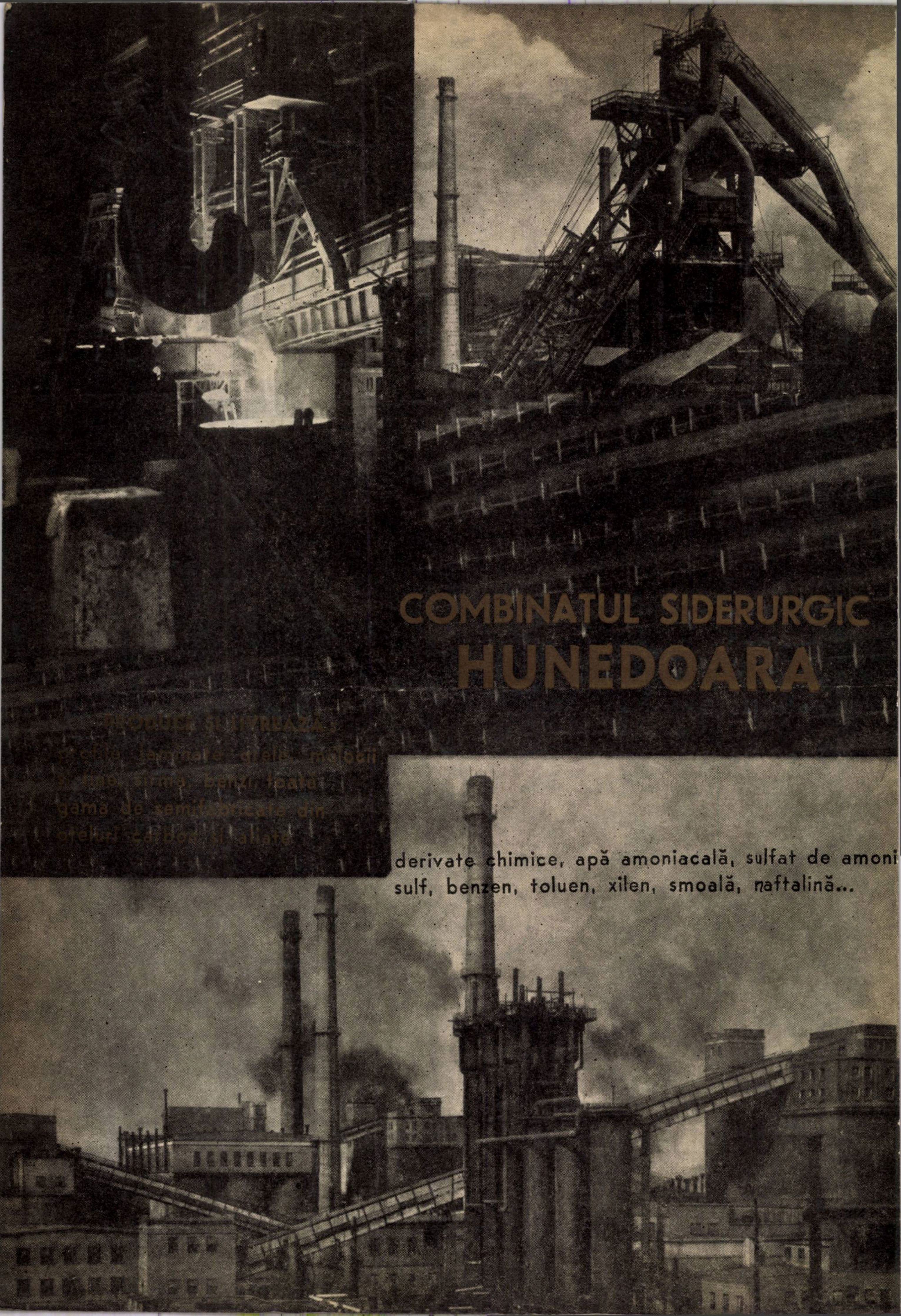
Fabrica de țevi

REPUBLICA

produce:



- **Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru industria petrolieră**
- **Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru prospecțiuni geologice**
- **Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcții**
- **Țevi rotunde și profilate laminate la cald cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții**
- **Țevi cu diametrul sub 6″, pentru instalații de apă, gaz și abur**



COMBINATUL SIDERURGIC
HUNEDOARA

PRODUCE ȘI LIVREAZĂ:
profile laminate grele, mijlocii
și fine, sîrmă, benzi, toată
gama de semifabricate din
oțeluri carbon și aliate

derivate chimice, apă amoniacală, sulfat de amoni
sulf, benzen, toluen, xilen, smoală, naftalină...

E 3280

METALURGIA

7

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XV • Nr. 7 • IULIE 1963

uzinele

23 AUGUST

produc:

Piese turnate din oțel, pînă la 25 t/bucată

Piese turnate din oțeluri refractare

Piese turnate din oțel manganos

Piese turnate din fontă

Piese turnate din fontă modificată, pentru mașini-unelte

Piese forjate liber

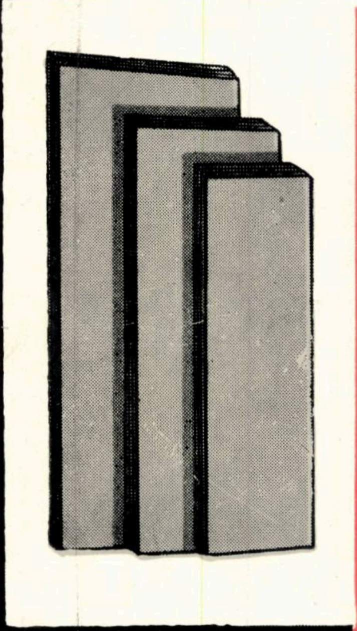
Piese matrițate

Oțeluri aliate pentru construcții

Oțeluri pentru scule, aliate și rapide

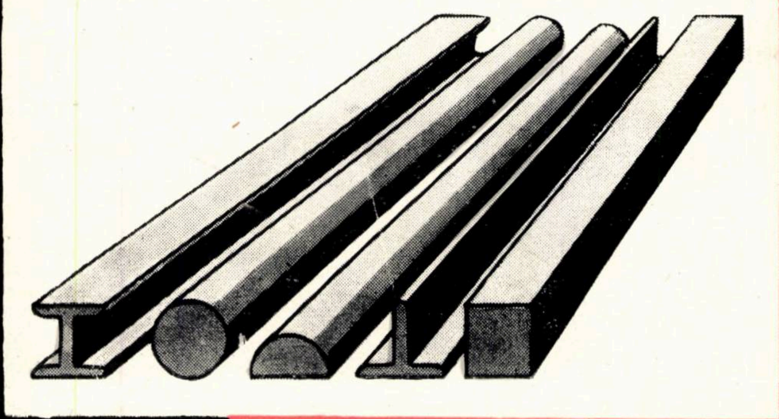
U23A

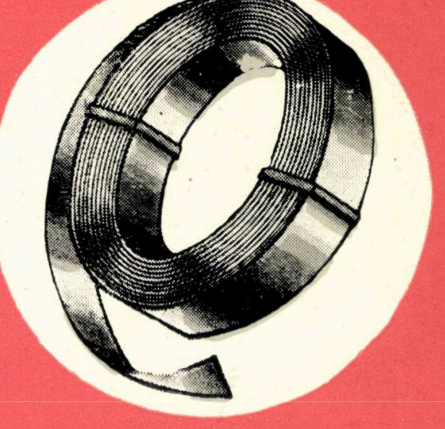
uzina
OŢELUL ROŞU

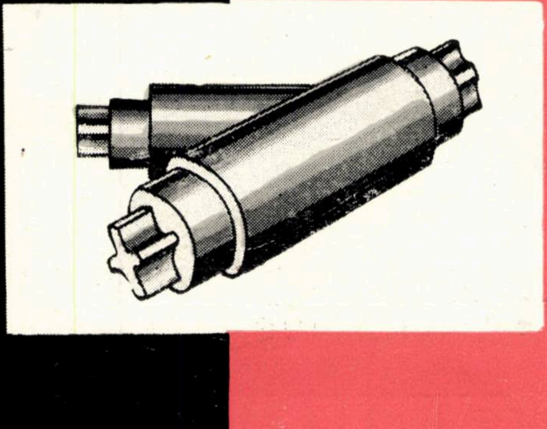


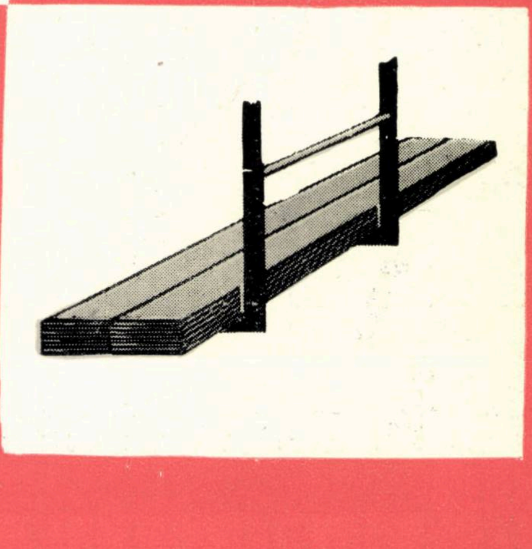
PRODUCE:

- Platine de oţel de 12,7 — 72 kg/m
- Ţagle plate de 13T/44; 160/32 şi 160/44 mm
- Ţagle 125 x 125 mm
- Tablă neagră de 0,5 — 1 mm grosime
- Tablă decapată de 0,5 — 4 mm grosime
- Table pentru construcţii mecanice, de 0,5 — 5 mm grosime
- Tablă silicioasă pentru industria electrotehnică, de 0,5 mm grosime
- Tablă zincată de 0,5 — 4 mm grosime
- Tablă zincată ondulată de 0,5 — 1,5 mm grosime
- Tablă neagră ondulată de 0,5 — 1,5 mm grosime
- Oţel beton de 30 — 40 mm diametru
- Oţel patrat de 8 x 8; 10 x 10 şi 12 x 12 mm
- Oţel semirotund 25 x 12,5 şi 38 x 19 mm
- Oţel lat de 20 — 40 mm lăţime şi 5 — 14 mm grosime
- Oţel lat pentru piuliţe OLF-OL38 de 17,5 x 9,5 şi 38 x 20 mm
- Oţel H pentru butoaie metalice de 32 x 23 x 5 mm
- Oţel T_4
- Oţel trapezoidal de 28 x 2,5 x 1,5 mm
- Cilindri turnaţi din fontă: cu crustă dură şi semidură
- Piese turnate din oţel şi alte metale
- Var gras industrial
- Oxigen tehnic
- Dolomită calcinată
- Tuburi flexibile pentru semănători

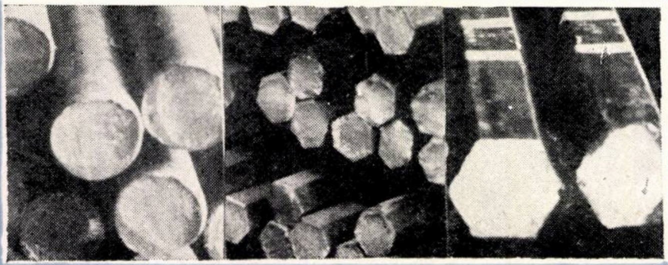






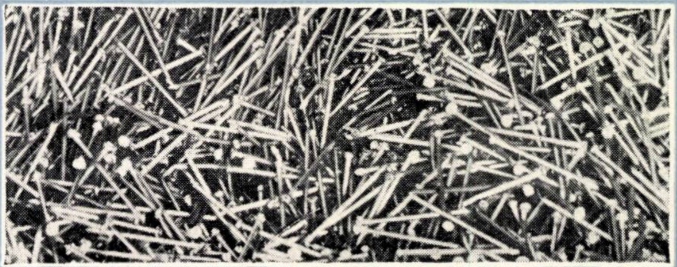


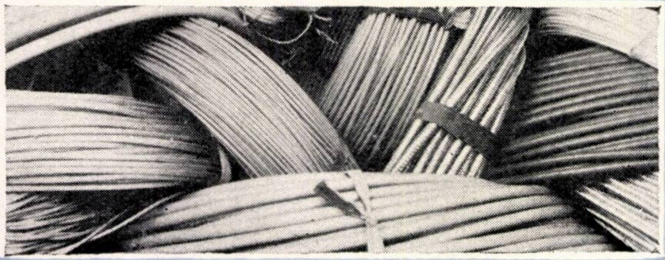
PRODUSE METALURGICE



Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri de carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale. **Bare trase** • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.

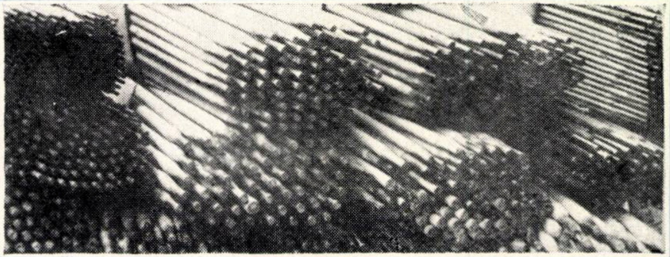
Cuie • de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.

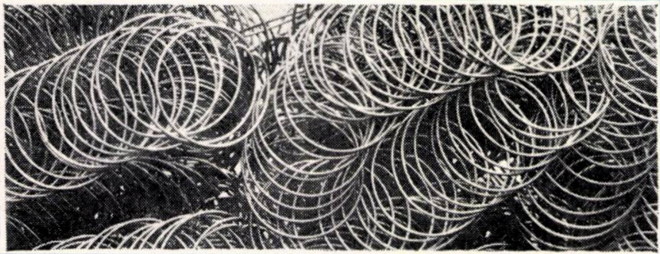




Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac. **Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV** • **Bandă izolatoare.**

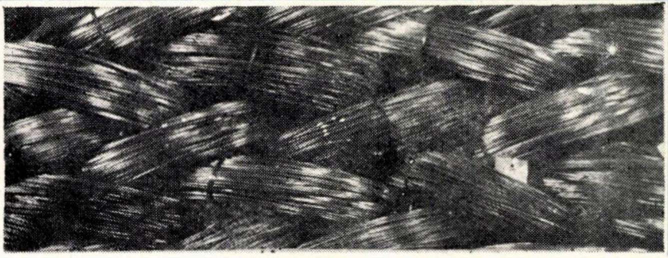
Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi, pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi fonte.





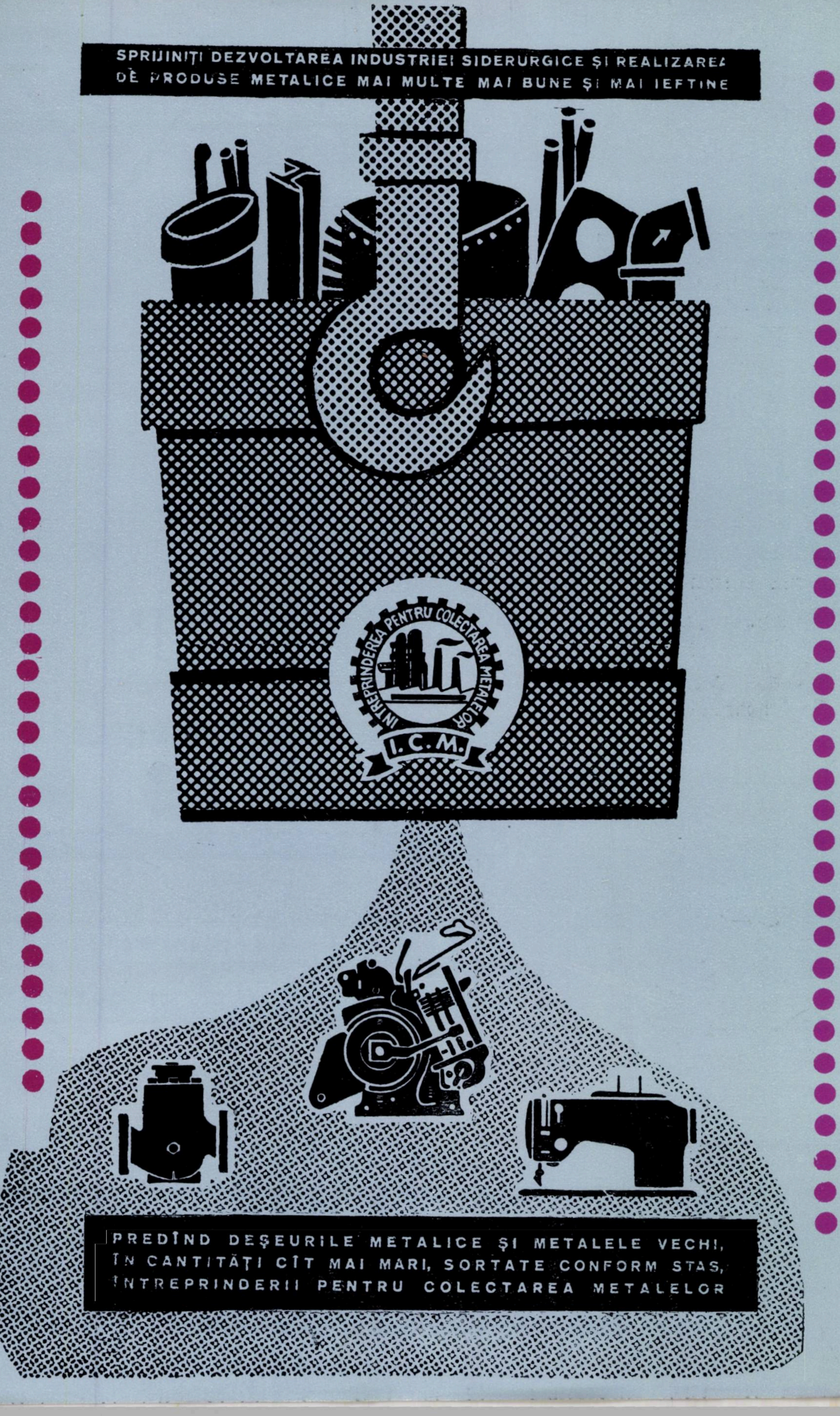
Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale din sîrmă de oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.

Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite întrebuinţări. **Sîrme trase neferoase** • din cupru, şi din alamă. **Sîrme zincate** • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.



INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA – TURZII ● STR. MALINOVSKI Nr. 133 ● TELEFON: 2, 9, 14 şi 32 ● REG. CLUJ


SPRIJINIȚI DEZVOLTAREA INDUSTRIEI SIDERURGICE ȘI REALIZAREA
DE PRODUSE METALICE MAI MULTE MAI BUNE ȘI MAI IEFTINE
ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR
I.C.M.
PREDÎND DEȘEURILE METALICE ȘI METALELE VECHI,
ÎN CANTITĂȚI CÎT MAI MARI, SORTATE CONFORM STAS,
ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR

VELA

Păstrarea nuanței la 140°C
Rezistență la intemperii
Duritate
Elasticitate
Luciu

EMAILURI

HEXOL

PENTRU ORICE OBIECTE METALICE

USCARE 20′ LA 140°C, ÎN CUPTOR

FABRICA DE LACURI ŞI VOPSELE

TIMIŞOARA • STR. PENEŞ CURCANUL Nr. 5 • TELEFON 25-71

METALURGIA

Anul 15 nr. 7 iulie 1963

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI EXPERIMENTALE

Popescu V. I. : **Cu privire la extruziunea oțelurilor Fe-Cr-Al cu plasticitate redusă** 433

Burcioiu, I. și Radu, A. : **Călirea izotermă a arcurilor spirale de supapă** 437

Nedianu, V. : **Observații privind unificarea amestecurilor de formare pentru turnarea pieselor din oțel, fontă și neferoase** 441

Wasowicz, H. : **Utilizarea rășinilor epoxidice la repararea pieselor turnate** 451

REALIZĂRI TEHNICE

Pancu, C. : **Măsurări și dispozitive pentru protecția modelelor la demulare și transport** 454

Romanciuc, I. : **Instalație pentru măsurarea rezistivității electrice sub vid la diferite temperaturi ale metalelor și aliajelor** 457

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Dumitrașcu, P. : **Conducerea optimizată a furnalelor** . 458

EXTRASE

Laminarea directă a benzilor și tablelor din pulbere de fier — Proprietățile și domeniul de folosire a reniului — Utilizarea ultrasunetelor în operațiile de călire 468

Recenzii 477

Revista Revistelor 479

CZ 669.15'26'71—194 : 621.771.4 : 621.979.25

Popescu, V. I. : **Cu privire la extruziunea oțelurilor Fe-Cr-Al cu plasticitate redusă.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 433–436

În articol se tratează unele probleme referitoare la deformarea plastică prin extruziune a oțelurilor Fe-Cr-Al, în stare turnată. Pe baza încercărilor făcute s-a stabilit că intervalul optim al temperaturilor de deformare plastică a acestor oțeluri se găsește între 1 280°C și 1 000°C. Pentru ungere în timpul extruziunii, se utilizează amestecul format din grafit și leșie sulfitică.

CZ 621.785.616.22:621—272.2:621—33

Burcioiu, I. și Radu, A. : **Călirea izotermă a arcurilor spirale de supapă.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 437–440

În lucrare se prezintă o parte din încercările făcute pe epruvete și arcuri în scopul stabilirii tehnologiei de tratament termic la arcurile spirale de supape mult solicitate. Încercările s-au efectuat cu oțel Arc 1 aliat și Arc 6 (STAS 795-62) nealiat. Se arată rezultatele obținute la călirea obișnuită urmată de revenire și la călirea izotermă. Se constată că oțelul Arc 6 nealiat se comportă la fel ca și oțelul Arc 1 aliat. La călirea izotermă s-au obținut rezultate superioare.

CZ 621.742.4: 338.041

Nedianu, V. : **Observații privind unificarea amestecurilor de formare pentru turnarea pieselor din oțel, fontă și neferoase.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 431–450

Avînd la bază studii proprii, experiența uzinelor și date din literatură, articolul este un îndrumător pentru tehnicienii care se ocupă cu controlul și prepararea amestecurilor de formare. Se indică probele de control ale materiilor prime, ale amestecurilor din fabricație, prepararea acestor amestecuri și se propun rețete unificate avînd la bază materii prime indigene.

CZ 621.747.581:678.643'42'5

Wasowicz, H. : **Utilizarea rășinilor epoxidice la repararea pieselor turnate.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 451–453

Se arată tehnologia de preparare a chiturilor pe bază de rășini epoxidice folosite la repararea defectelor de turnare exterioare, la piesele turnate din oțel, aluminiu și fontă. Se indică tehnologia de reparare a acestor defecte.

CZ 621.72—75

Pancu, C. : **Măsuri și dispozitive pentru protecția modelelor la demulare și transport.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 454–456

În articol se arată măsurile principale pe care trebuie să le respecte atelierele de modelărie la executarea modelelor de lemn. Se dau date și recomandări privind înclinările la pereții verticali, dispozitivele pentru protecția la demulare și transport.

CZ 669.046:621 317.331

Romanciuc, I. : **Instalație pentru măsurarea rezistivității electrice sub vid la diferite temperaturi ale metalelor și aliajelor.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 457–458

Se descrie instalația pentru studiul rezistivității electrice la cald a aliajelor, care asigură un control riguros al temperaturii, vidului, presiunii, debitului gazelor inerte sau oxidante. Se arată modul de lucru la această instalație.

CZ 669.162.28:621—52

Dumitrașcu, P. : **Conducerea optimizată a furnalelor.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 458–467

Conducerea optimizată a furnalului depășește conducerea automată propriu-zisă (comanda și controlul procesului conform necesităților tehnice prestabilite, deci rigide) prin flexibilizarea realizată grație criteriului economic a cărui valoare optimă în condițiile de exploatare este urmărită. Dificultatea conducerii optimizate constă în elaborarea ecuației judicioase a criteriului de optimizat și studiul de față își propune să stabilească o astfel de ecuație posibilă.

ДК 669.15′26′71 – 194 :621.771.4 :621.979.25

Попеску, В. И. : **О выдавливании сталей с незначительной пластичностью**

Metalurgia 15 (1963), № 7, стр. 433 – 436

В статье рассматривается ряд вопросов касающихся пластической деформации при экструзии сталей Fe-Cr-Al в отлитом состоянии. На основании проведенных испытаний установлено, что оптимальный гермический интервал пластической деформации этих сталей находится в пределах от 1 280°C до 1 000°C.

ДК 621.785.616.22 :621 – 272.2 :621.33

Бурчою, И. и Раду, А. : **Изотермическая закалка спиральных клапанных пружин**

Metalurgia 15 (1963), № 7, стр. 437 – 440

В статье излагается часть испытаний проведенных на образцах и пружинах с целью установления технологии теплообработки спиральных клапанных пружин, подвергающихся значительным нагрузкам. Испытания проводились с легированной сталью Arc 1 и нелегированной сталью Arc 6 (СТАС 795—62). Приводятся результаты полученные при обычной закалке с последующим отпуском, а также при изотермической закалке.

ДК 621.742.4 :338.041

Недяну, В.: **Замечания в связи с унификацией формовочных смесей для отливки стальных, чугунных и цветных деталей.**

Metalurgia 15 (1963), № 7, стр. 441 – 450

На основании собственных исследований, заводского опыта и литературных данных в статье приводятся полезные указания для техников занимающихся контролем и приготовлением формовочных смесей. Описываются контрольные пробы сырья, производимых смесей их приготовление и предлагаются унифицированные рецепты.

ДК 621.747.581 :678.643′42′5

Васович, X.: **Применение эпоксидных смол для ремонта литых деталей.**

Metalurgia 15 (1963), № 7, стр. 451 – 453

Указывается технология приготовления замазок на основе эпоксидных смол, используемых для ремонта внешних литейных дефектов на стальных, алюминиевых и чугунных отлитых деталях.

ДК 621.72 – 75

Панку, К.: **Мероприятия и приспособления для защиты моделей при извлечении отливки из формы и транспорте.**

Metalurgia 15 (1963), № 7, стр. 454 – 456

В статье указаны основные условия, соблюдение которых является необходимым в модельных цехах при изготовлении деревянных моделей. Приводятся данные и даются рекомендации относительно уклонов на вертикальных стенках и описываются защитные приспособления, применяемые при извлечении отливки из формы и при транспорте.

ДК 669.046 :621.317.331

Романчук, И.: **Установка для измерения удельного электрического сопротивления под ваккуумом при различных температурах металлов и сплавов.**

Metalurgia 15 (1963), № 7, стр. 457 – 458

Описывается установка для изучения удельного электрического сопротивления горячих сплавов, обеспечивающая строгий контроль температуры, вакуума, давления, расхода инертных или окисляющих газов.

ДК 669.162.28 :621 – 52

Думитрашку, П.: **Оптимизированное управление доменными печами.**

Metalurgia 15 (1963), № 7, стр. 458 – 467

Оптимизированное управление доменными печами отличается преимуществами по сравнению с автоматическим управлением как таковым (управление и контроль процесса соответственно заданным техническим, и следовательно строгим условиям) благодаря гибкости осуществляемой посредством экономического критерия, оптимальное значение ого наблюдается в условиях эксплуатации.

DK 669.15'26'71—194 : 621.771.4 : 621.979.25

Popescu, V. I. : **Über die Extrusion der Stähle mit geringer Plastizität Fe — Cr — Al.**

Metalurgia 15 (1963). H. 7. S. 433 – 436

Im Aufsatz werden einige Fragen im Zusammenhang mit der plastischen Verformung durch Extrusion der Fe—Cr—Al—Stähle in gegossenem Zustand behandelt. Auf Grund der vorgenommenen Versuche wurde festgestellt, dass die optimalen Temperaturen für die plastische Verformung dieser Stähle zwichen 1 280°C und 1 000°C liegt.

DK 621.785.616.22:621—272.2:621—33

Burcioiu, I. und Radu, A. : **Die isotherme Härtung der Spiralfedern für Ventile.**

Metalurgia 15 (1963). H. 7. S. 437 – 440

Der Aufsatz enthält einen Teil der Versuche an Hand von Probestücken und Federn hinsichtlich der Festlegung der Technologie der thermischen Behandlung von Spiralfedern für Ventilen, die einer grossen Beanspruchung ausgesetzt sind. Die Versuche erfolgten mit legiertem Federstahl 1 und unlegiertem Federstahl 6 (STAS 795-62). Die Verfasser beschreiben die Ergebnisse bei der gewöhnlichen Härtung und anschliessend Rückglühen und die isotherme Härtung. Es wurde festgestellt, dass der unlegierte Federstahl 6 sich genau wie der Federstahl 1 verhält.

DK 621.742.4 : 338 041

Nedianu, V. : **Beobachtungen über die Vereinheitlichung der Formgemische zum Giessen der Werkstücke aus Stahl, Roheisen und Nichteisenmetallen.**

Metalurgia 15 (1963). H 7. S. 441 – 450

Auf Grund eigener Studien, der Erfahrung der Betriebe und Literaturangaben ausgearbeite, ist der Aufsatz ein Leitfaden für die Techniker, die sich mit der Kontrolle und der Bereitung der Formgemische befassen. Es werden die Kontrollproben der Rohstoffe, der Gemische in der Fabrikation, die Bereitung der Gemische angegeben und vereinheitlichte Rezepte auf Grund einheimischer Rohstoffe vorgeschlagen.

DK 621.747.581:678.643′42′5

Wasowicz, H. : **Die Verwendung der Epoxyharze bei der Ausbesserung der Gusstücke.**

Metalurgia 15 (1963). H 7. S. 451 – 453

Der Verfasser beschreibt die Bereitungstechnologie der Kitte auf Grund von Epoxyharzen für die Ausbesserung der äusseren Gussfehler bei Gusstücken aus Stahl, Aluminium und Roheisen, und die Ausbesserungsweise dieser Fehler.

DK 621.72 – 75

Pancu C. : **Massnahmen und Vorrichtungen für den Schutz der Modelle bei der Ausformung und dem Transport.**

Metalurgia 15 (1963). H 7. S. 454 – 456

Im Aufsatz werden die wichtigsten Massnahmen dargelegt, die in den Modellierwerkstätten bei der Herstellung der Holzmodelle in Betracht gezogen werden müssen. Es werden Empfehlungen hinsichtlich der Neigung der vertikalen Wände und der Vorrichtungen für den Schutz bei der Ausformung und dem Transport unterbreitet.

DK 669.046:621.317.331

Romanciuc, I. : **Anlagen für das Messen des elektrischen Widerstands der Metalle und Legierungen im Vakuum bei verschiedenen Temperaturen.**

Metalurgia 15 (1963), H. 7, S. 457 – 458

Es werden Anlagen für das Studium der elektrischen Hitzefertigkeit der Legierungen beschrieben, die eine genaue Kontrolle der Temperatur, des Vakuums, des Drucks, des Dargebots der trägen und oxydierbaren Gasen gewährleisten. Der Verfasser beschreibt die Arbeitsweise dieser Anlagen.

DK 669.162.28.621—52

Dumitrașcu, P. : **Die verbesserte Führung der Hochöfen.**

Metalurgia 15 (1963). H. 7. S. 458 – 467

Die verbesserte Führung des Hochofens überschreitet die eigentliche automatische Führung (Steuerung und Kontrolle des Arbeitsgangs gemäss den vorher bestimmten technischen Bedürfnissen) durch die Flexibilität auf Grund des ökonomischen Kriteriums, dessen optimaler Wert unter den Betriebsbedingungen verfolgt wird. Die Schwierigkeit der verbesserten Führung besteht in der Ausarbeitung der optimalen Gleichung des verbesserten Kriteriums.

CD 669.15'26'71—194 : 621.771.4 : 621.979.25

Popescu, V. I. : **Sur l'extrusion des aciers Fe—Cr—Al à plasticité réduite.**

Metalurgia 15 (1963), no. 7. p. 433—436

L'auteur examine les problèmes posés par la déformation plastique par extrusion des aciers Fe—Cr—Al, après le coulage. Les expériences ont montré que, pour la déformation plastique de ces aciers, les températures les plus favorables sont comprises entre 1 280°C et 1 000°C.

CD 621.785.616.22:621—272.2:621—33

Burcioiu, I. et Radu, A. : **La trempe isotherme des ressorts spiraux de soupape.**

Metalurgia 15 (1963), no. 7. p 437—440

On présente une partie des essais exécutés sur des éprouvettes et des ressorts en vue d'établir la technologie du traitement thermique des ressorts spiraux de soupape très sollicités. Les essais ont été effectués avec un acier Arc 1 allié et un acier Arc 6 (STAS 795-62) non allié. On indique les résultats obtenus par la trempe commune suivie de revenu et par la trempe isotherme. On constate que l'acier Arc 6 non allié a le même comportement que l'acier Arc 1 allié. La trempe isotherme a donné les meilleurs résultats.

CD 621.742.4 : 338.041

Nedianu, V. : **Observations concernant l'unification des sables de moulage pour la coulée des pièces d'acier, de fonte et de métaux non ferreux.**

Metalurgia 15 (1963), no. 7. p 441—450

En se fondant sur des études personnelles, sur l'expérience des usines et sur la littérature technique, l'auteur se propose de venir en aide aux techniciens qui sont préoccupés par le contrôle et la préparation des sables de moulage. Il précise les épreuves de contrôle des matières premières et des mélanges utilisés dans la fabrication et il propose des recettes basées sur des matières premières indigènes.

CD 621.747.581:678.643'42'5

Wasowicz, H. : **L'emploi des résines époxydes à la réparation des pièces coulées.**

Metalurgia 15 (1963), no. 7. p. 451—453

On décrit la technologie de la préparation des luts à l'aide des résines époxydes utilisées pour réparer les défauts extérieurs de la coulée des pièces en acier, en aluminium et en fonte et on étudie la technologie de la réparation de ces défauts.

CD 621.72—75

Pancu, C. : **Mesures et dispositifs pour la protection des modèles pendant le démoulage et le transport.**

Metalurgia 15 (1963), no. 7, p. 454—456

L'auteur précise les principales mesures que l'atelier de modelage doit respecter durant l'exécution des modèles en bois. Des recommandations sont données concernant l'inclinaison des parois et les dispositifs pour la protection pendant le démoulage et le transport.

CD 669.046:621.317.331

Romanciuc, I. : **Installation pour mesurer la résistivité électrique sous vide aux différentes températures, des métaux et des alliages.**

Metalurgia 15 (1963), no. 7, p. 457—458

On décrit une installation pour l'étude de la résistivité électrique à chaud des alliages ; cette installation garantit un contrôle rigoureux de la température, du vide, de la pression, du débit des gaz inertes ou oxydants.

CD 669.162.28·621—52

Dumitrașcu, P. **La conduite optima des fourneaux.**

Metalurgia 15 (1963), no. 7. p 458—467

La conduite optima du fourneau dépasse la conduite automatique proprement dite (commande et contrôle du processus conformément aux nécessités techniques préétablies, donc rigides) en la remplaçant par une commande souple réalisée grâce au critérium économique dont la valeur optima dans les conditions de l'exploitation est recherchée. La difficulté de la conduite optima consiste dans l'élaboration judicieuse de l'équation dudit critérium, et la présente étude se propose d'établir une telle équation possible.

DC 669.15'26'71—194 : 621.771.4 : 621.979.25

Popescu, V. I. : **The extrusion of low plasticity Fe—Cr—Al steels.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 433—436

The paper discusses some problems concerning the plastic strain due to extrusion of cast Fe—Cr—Al steels. Following tests carried out it has been established that temperatures considered optimum for the plastic strain of these steels range from 1 280°C to 1 000°C. A mixture of graphite and sulphite lye is used for lubrication during the extrusion.

DC 621.785.616.22:621—272.2:621—33

Burcioiu, I. and Radu, A. : **The isothermic hardening of valve spiral springs.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 437—440

One presents some of the tests performed on test pieces and springs in order to establish the thermic treatment technology for valve spiral springs subjected to high strain. The tests were carried out with alloy steel Arc 1 and carbon-steel Arc 6 (State standard 795—62). The results obtained with usual hardening followed by tempering are compared to those obtained from isothermic hardening. It has been seen that the carbon — steel Arc 6 behaves in the same way as the alloy steel Arc 1. Better results have been obtained in the case of isothermic hardening.

DC 621.742.4 : 338.041

Nedianu, V. : **Some observations concerning the moulding sand for casting steel, pig iron and non-ferrous pieces.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 441—450

Based on author's personal studies, works experience and literature data, this paper is a useful guide to technicians dealing with the control and preparation of sand moulds. Some information is given concerning raw material and manufacture mixture check tests. The way of preparing such mixtures and some unified recipes based on indigenous raw materials are suggested.

DC 621.747.581:678.643'42'5

Wasowicz, H. : **The utilization of epoxyd resins for repairing castings.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7. p. 451—453

One describes the preparation technology of mastics based on epoxyd resins used to repair the external casting defects in steel, aluminium and pig iron castings. The way of remedying these defects is also pointed out.

DC 621.72—.75

Pancu, C. : **Measures and devices for the protection of patterns during demoulding and transport.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p 454—456

The author dicusses the main recommendations to be followed by pattern shops on manufacturing wood patterns. Some data and suggestions are given concerning the inclinations of vertical walls, and protection devices during demoulding and transport.

DC 669.046:621.317.331

Romanciuc, I. : **Installation for measuring the electric resistivity under vacuum at different temperatures of metals and alloys.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 457—458

The paper describes the installation used to study the warm electric resistivity of alloys providing a rigorous control of temperature, vacuum, inert and oxidizing gas flow. The way of working of this installation is pointed out.

DC 669.162.28:621—52

Dumitrașcu, P. : **The optimized direction of furnaces.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 7, p. 458—467

The optimized direction of furnaces surpasses the automatic direction (control of the process according to pre-established i.e. rigid technical requirements) by the flexibilization provided by the economic criterium whose optimum value is followed under working conditions. The difficulty of the optimized direction consists in working out the judicious equation of the criterium to be optimized and the purpose of the present study is precisely to establish such an equation.

METALURGIA

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI ȘI
AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.

ANUL 15
Nr. 7
BUCUREȘTI
IULIE
1963

STUDII ȘI CERCETĂRI EXPERIMENTALE

CZ 669.15'26'71–194 : 621.771.4 : 621.979.25

Cu privire la extruziunea oțelurilor Fe—Cr—Al cu plasticitate redusă

Ing. V. I. POPESCU

Dezvoltarea vertiginoasă a industriei construcțiilor de mașini a făcut ca producția de oțeluri înalt aliate și cu proprietăți fizico-mecanice speciale să ia o mare extindere. În majoritatea lor, oțelurile bogat aliate, pe lîngă calitățile pe care le au datorită indicilor înalți ai proprietăților fizico-mecanice, au și dezavantajul unei plasticități reduse. Din cauza plasticității reduse a oțelurilor bogat aliate, îndeosebi în stare turnată, prelucrarea lor prin deformare plastică se face anevoios rezultînd și un procent ridicat de rebuturi.

Dintre oțelurile cu proprietăți fizice speciale și cu plasticitate redusă face parte și oțelul feritic cu următoarea compoziție chimică în procente:

$$\mathrm{C} \leqslant 0{,}05\,;\ \mathrm{Mn} \leqslant 0{,}3\,;\ \mathrm{Si} \leqslant 0{,}6\,;\mathrm{Cr} = 26-28\,;\ \mathrm{Al} = 5{,}0-5{,}8\,;$$
$$\mathrm{Ni} \leqslant 0{,}6\,;\ \mathrm{S} \leqslant 0{,}015 \text{ și } \mathrm{P} \leqslant 0{,}015.$$

Proprietățile de bază ale acestui oțel sînt: rezistența la oxidare (refractaritatea) pînă la temperatura de 1 200—1 250°C și rezistența electrică mare 1,42 Ω mm^2/m.

După datele din literatură [2], oțelul cu aproximativ 24% Cr, 5,0% Al și 0,05% C, la temperatura de 1 200°C și durata de 240 de ore, a pierdut din greutate prin oxidare de 47 ori mai puțin decît aliajul nicrom (80% Ni și 20% Cr) menținut numai 120 de ore la aceeași temperatură. La temperatura de 1 400°C, pierderea prin oxidare a oțelului Fe-Cr-Al, indicat mai sus, a fost de 0,5 $\mathrm{g/m}^2$ oră, în timp ce nicromul la această temperatură se topește.

La un cuptor electric industrial cu puterea de 72 kW, care a lucrat fără întrerupere la temperatura de 1 250—1 270°C, elementele de rezistență executate din acest oțel, au rezistat timp de 8 600 de ore.

Deși, din punctul de vedere al rezistenței electrice și al refractarității, oțelul Fe-Cr-Al este superior aliajului pe bază de nichel (nicrom), care are rezistența electrică 1,11 Ω mm^2/m și refractaritatea pînă la 1 100—1 150°C, iar din punctul de vedere al prețului de cost este mai ieftin, deoarece nu conține elemente deficitare (nichel), totuși, din cauza plasticității reduse în timpul deformării plastice, precum și a fragilității ridicate la temperatură sub 200°C, acest oțel pînă în ultima vreme n-a fost suficient utilizat pe scară industrială.

Avînd în vedere calitățile oțelului indicat, precum și faptul că prin extruziune pot fi deformate plastic și metale sau aliaje cu plasticitate redusă, în acest articol s-a considerat necesar să se studieze posibilitățile de deformare a acestui oțel prin extruziune.

Întrucît datele existente în literatură cu privire la temperatura de deformare a acestui oțel sînt contradictorii, variind între 1 050—1 250°C pentru începutul deformării și 750—950°C pentru sfîrșitul deformării, înainte de a trece la încercările de extruziune a trebuit să se determine și pe cale experimentală intervalul optim al temperaturii de deformare plastică.

Stabilirea intervalului temperaturilor de deformare plastică s-a făcut pe baza rezistenței la deformare și a plasticității oțelului, în funcție de temperatura de încercare, precum și pe baza transformărilor structurale care au loc în timpul încălzirii și răcirii.

Pentru stabilirea rezistenței de deformare au fost luate în considerare rezistența de rupere la întindere, după datele din literatură [3] și lucrul mecanic specific de deformare, iar pentru plasticitate, gradul admisibil de deformare la o singură cursă, pînă la apariția primei fisuri.

La determinarea lucrului mecanic specific de deformare K au fost folosite eșantioane cu diametrul de 24 mm și cu înălțimea de 35 mm care, după ce au fost încălzite la temperatura necesară, au fost supuse refulării. Refularea s-a executat la o sonetă cu posibilitatea de reglare a lucrului mecanic. După refulare, în intervalul de temperatură 800—1 280°C, pe baza rezultatelor obținute la trei încercări pentru fiecare dintre temperaturile alese, s-a calculat lucrul mecanic specific de deformare cu formula:

$$K = \frac{A}{V_d} 1\,000,$$

unde K este lucrul mecanic specific de deformare, în kgf mm/mm^3; A — lucrul mecanic dezvoltat de sonetă, în kgm; V_d — volumul deplasat, în mm^3.

Plasticitatea oțelului în stare turnată, exprimată prin gradul admisibil de deformare la o singură cursă pînă la apariția primei fisuri, a fost determinată tot pe baza încercărilor la refulare. În acest scop, în intervalul de temperatură 800—1 280°C, au fost refulate, la diverse grade de deformare pînă la apariția primei fisuri, cîte 4—5 eșantioane pentru fiecare temperatură în parte. Gradul admisibil de deformare s-a calculat cu formula:

$$\varepsilon = \frac{H_0 - H_1}{H_0} 100,$$

unde ε este gradul de deformare în procente; H_0 — înălțimea inițială a eșantionului, în mm; H_1 — înălțimea după refulare, în mm.

În figura 1 sînt arătate rezultatele obținute pentru lucrul specific de deformare în kgfmm/mm^3 (curba a) și pentru gradul admisibil de deformare în % (curba b). Tot în această figură este arătată și variația rezistenței de rupere la întindere σ_r, în kgf/mm^2 (curba c) pentru un oțel deformat și cu compoziția chimică aproximativ identică [3].

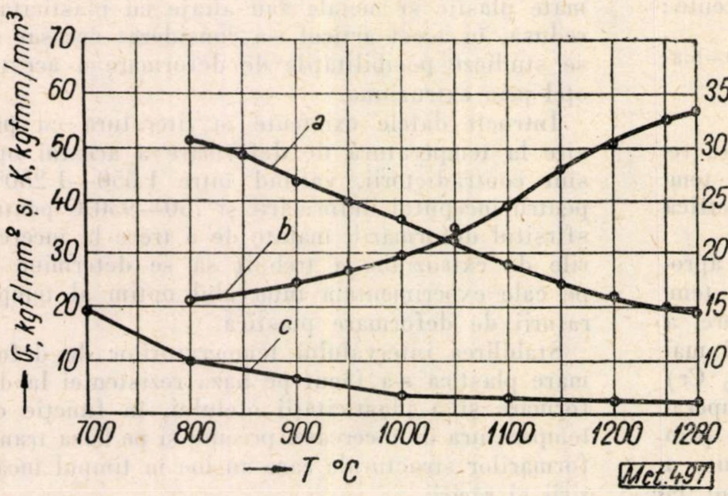


Fig. 1

Din figura 1 rezultă că din punctul de vedere al pasticității și al rezistenței la deformare, deformarea plastică a acestor oțeluri poate fi făcută la temperaturi cît mai ridicate. Temperatura de 1 280°C n-a fost depășită în cadrul experimentărilor noastre din cauza greutăților de încălzire peste această temperatură.

Pe cale metalografică a fost stabilit că, prin încălziri pînă la 1 280°C și mențineri de ordinul a patru ore, cristalele oțelurilor Fe-Cr-Al în stare turnată nu cresc. Deci și din aceste considerente temperatura de început de deformare poate fi ridicată pînă la 1 280°C.

Pentru stabilirea temperaturii de sfîrșit de deformare, pe lîngă determinarea plasticității și a rezistenței la deformare, a fost determinată și mărimea grăuntelui recristalizat, în funcție de temperatura de sfîrșit de deformare și de gradul de deformare reală. În acest scop a fost construită diagrama de recristalizare. Eșantioanele folosite pentru construirea diagramei de recristalizare au fost executate din oțelul cu compoziția chimică arătată mai sus.

Pentru înlăturarea influenței dimensiunilor diferite ale cristalelor înainte de deformare, tot pe cale metalografică, au fost alese și apoi deformate numai eșantioanele cu aceeași mărime de grăunte. Deformarea s-a făcut prin refulare, iar gradul de deformare reală sau locală a fost determinat prin metoda introducerii în eșantionul nedeformat a unui șurub care să se deformeze împreună cu eșantionul [1]. În acest fel, deformarea locală sau reală a fost determinată pe baza schimbării dimensiunii pasului șurubului.

Pe baza rezultatelor obținute a fost construită diagrama de recristalizare în coordonatele: suprafața medie a grăunților după deformare în μ^2, gradul de deformare reală în % și temperatura de sfîrșit de deformare în °C (fig. 2).

După cum rezultă din figură, gradul critic de deformare reală pentru oțelurile Fe-Cr-Al se găsește în intervalul 5—15%. În intervalul de deformare reală 40—70%, mărimea grăunților rămîne aproximativ constantă, avînd valori minime în intervalul temperaturilor de sfîrșit de deformare 1 000—1 100°C.

La temperatura de sfîrșit de deformare 1 200°C, suprafața medie a grăunților e aproximativ de trei ori mai mare decît în intervalul de temperatură 1 000—1 100°C. La temperatura de sfîrșit de deformare 950°C, ca rezultat al recristalizării incomplete, suprafața medie a mărimii grăunților e mai mare decît la temperaturile de 1 000—1 100°C.

La temperaturi sub 950°C, diagrama de recristalizare n-a putut fi construită întrucît la aceste temperaturi procesul de recristalizare nu mai are loc.

Pe baza diagramei din figura 2 se poate trage concluzia că, din punctul de vedere al mărimii grăunților, temperatura de sfîrșit de deformare poate fi luată în intervalul 1 000—1 100°C. Avînd în vedere faptul că plasticitatea și rezistența de deformare se schimbă foarte puțin în intervalul 1 100—1 000°C, temperatura de sfîrșit de deformare poate fi adoptată la 1 000°C.

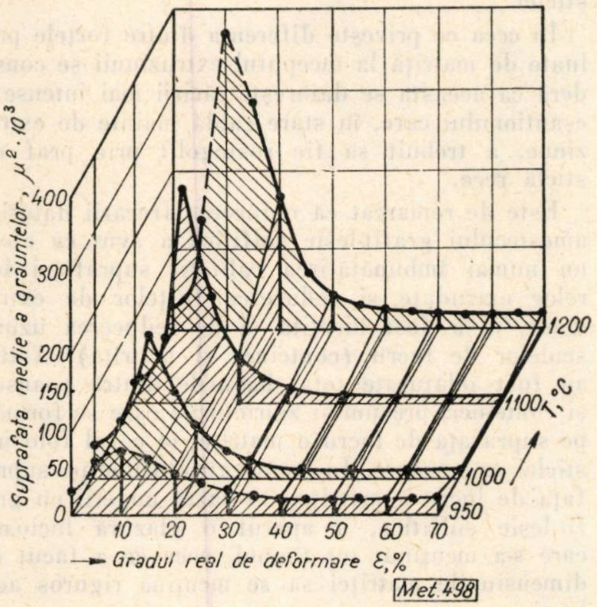


Fig. 2

Ținînd seamă de acestea, rezultă că intervalul optim al temperaturilor de deformare pentru oțelurile Fe-Cr-Al cu conținutul de Cr și Al în jurul a 28 %, respectiv 5 %, se găsește în limitele 1 280—1 000°C.

Cu privire la viteza de încălzire s-a ținut seamă de indicațiile din literatură referitoare la conductibilitatea termică redusă, astfel că eșantioanele în toate cazurile au fost încălzite o dată cu cuptorul, cu viteza de încălzire între 60—80°C/h.

Încercările de extruziune au fost efectuate la o presă hidraulică verticală cu putere de 200 tf. În vederea efectuării experiențelor de extruziune, la această presă a fost montată o instalație care a permis măsurarea forței totale de extruziune și a celei preluate de matriță, precum și încălzirea containerului și a matriței pînă la 250—300°C. Încălzirea uneltelor de lucru (conteiner și matriță) a avut ca scop încetinirea răcirii suprafeței eșantionului datorită contactului dintre el și unelte.

Pe baza recomandărilor din literatură cu privire la unsoarea care trebuie folosită în cazul extruziunii oțelurilor, pentru primele încercări ca material de unsoare a fost folosită sticla. Sticla folosită pentru unsoare, indiferent de compoziția chimică (au fost folosite mai multe sorturi de sticlă) precum și de modul de ungere în suspensie, praf sau topitură, nu a dat rezultate satisfăcătoare.

Aproape la toate eșantioanele, pe suprafața barei extrudate au apărut fisuri adînci sub formă de solzi sau crăpături. Aceste fisuri și crăpături au fost cauzate de frecarea mare dintre matriță și metal. În același timp, datorită frecării mari dintre conteiner și metal în timpul extruziunii în spațiul de aproximativ 0,5 mm între poanson și conteiner s-au format bavuri care au mărit foarte mult forța necesară extruziunii, schimbînd totodată și modul de curgere a materialului și mărind uzura conteinerului. Tot din această cauză, pe suprafața de lucru șlefuită a matrițelor aproape după fiecare extruziune apăreau zgîrieturi sau rizuri cu adîncimea pînă la 0,1 mm.

Avînd în vedere cele de mai sus a fost nevoie ca pentru extruziunea oțelului Fe-Cr-Al să fie găsit un alt material care să poată fi utilizat ca material de ungere.

Ca rezultat al încercărilor efectuate cu mai multe materiale și amestecuri formate pe bază de praf de grafit, talc, ulei mineral și leșie sulfitică (deșeu de la fabricarea hîrtiei) s-a ajuns la concluzia că cel mai bun material de ungere pentru extruziunea oțelurilor Fe-Cr-Al este amestecul format din grafit și leșie sulfitică. În acest amestec, leșia sulfitică în soluție prezintă avantajul că se poate încleia pe suprafața sculelor de lucru încălzite pînă la 250—300°C. După ce soluția de leșie sulfitică a fost depusă prin pulverizare sau cu pensula pe suprafața sculei încălzite pînă la 300°C, apa din soluție se evaporă, iar leșia sulfitică rămasă pe pereții sculei se solidifică. În cazul cînd în această soluție se introduce și praf de grafit și apoi cu amestecul obținut se ung suprafețele de lucru ale sculelor, după evaporarea apei, pe suprafețele care au fost unse, rămîne în stare solidificată amestecul de grafit și leșie sulfitică. În acest caz, rolul principal al leșiei sulfitice este de a constitui materialul de încleiere a grafitului, care este materialul principal de ungere în timpul extruziunii. Afară de aceasta, trebuie remarcat că leșia sulfitică mai prezintă și avantajul că, în timpul extruziunii, arde fără flacără și fum. De asemenea, leșia sulfitică solidificată pe pereții sculei constituie un strat izolator între oțelul încălzit la peste 1 200°C și scula încălzită abia la 300°C, iar după ardere constituie un material de ungere între metal și sculă.

În ceea ce privește compoziția amestecului grafit-leșie sulfitică, experimental s-a stabilit că rezultatele cele mai bune se obțin cînd amestecul este format din 50 % grafit și 50 % leșie sulfitică solidificată, ambele în greutate. Leșia sulfitică solidificată se dizolvă într-o cantitate de apă la temperatura de 60—80°C și apoi se adaugă cantitatea corespunzătoare de grafit, amestecîndu-se și adăugîndu-se, dacă este nevoie, apă pînă se obține o soluție de consistența smîntînii. După utilizarea acestui amestec ca material de ungere a pereților sculelor de lucru, forțele de frecare au scăzut considerabil, ceea ce a dus și la înlăturarea fisurilor și crăpăturilor barei extrudate, precum și a formării bavurii între conteiner și poanson. În cazul cînd pereții de lucru ai sculei au fost unși cu grafit și leșie sulfitică, iar eșantionul, cu sticlă topită sau praf, rezultatele au fost aceleași sau ceva mai bune. Deși frecarea a rămas aproximativ aceeași, prin folosirea procedeului de ungere atît a eșantionului, cît și a sculelor de lucru, considerăm totuși recomandabil acest procedeu, mai ales în cazul oțelurilor care trebuie ferite de carburare prin contactul dintre metalul încălzit și praful de grafit.

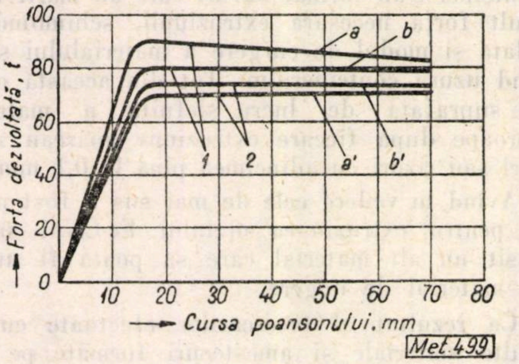


Fig. 3

Deși aspectul suprafeței barelor extrudate a constituit elementul principal în determinarea calității unsorii folosite, afară de aceasta au fost măsurate cu ajutorul a două dinamometre tensometrice forțele de extruziune totală și forțele preluate de matriță.

În figura 3 sînt arătate forțele de extruziune totală (curbele a și a') și cele preluate de matriță (curbele b și b') în cazul extruziunii în condiții identice (temperatură, grad de reducere, construcția matriței etc.) a două eșantioane la care a fost folosit ca material de ungere sticla praf (familia de curbe 1) sau amestecul grafit-leșie sulfitică (familia de curbe 2).

După cum se vede din figura 3, în cazul cînd ungerea s-a făcut prin rostogolirea eșantionului în praf de sticlă (curbele 1) forțele de frecare și de extruziune sînt mai mari decît în cazul ungerii sculelor cu grafit în leșie sulfitică (curbele 2). În cazul ungerii cu sticlă, pe măsura înaintării poansonului, adică a micșorării înălțimii eșantionului în conteiner, forțele de frecare în conteiner, calculate pe baza diferenței dintre forța totală *a* și forța preluată de matriță *b*, au scăzut de la zece la patru tone. În cazul folosirii amestecului grafit-leșie sulfitică, forța de frecare în conteiner (diferența dintre forța totală *a′* și cea preluată de matrița *a′*) a variat de la trei tone la începutul extruziunii pînă la două tone la sfîrșitul extruziunii. Cu alte cuvinte, frecarea, în cazul folosirii amestecului grafit-leșie sulfitică, a fost de aproximativ trei ori mai mică decît în cazul folosirii sticlei.

În ceea ce privește diferența dintre forțele preluate de matriță la începutul extruziunii se consideră că aceasta se datorește răcirii mai intense a eșantionului care, în stare caldă înainte de extruziune, a trebuit să fie rostogolit prin praf de sticlă rece.

Este de remarcat că reducerea frecării datorită amestecului grafit-leșie sulfitică a avut ca efect nu numai îmbunătățirea calității suprafeței barelor extrudate și reducerea forțelor de extruziune, ci a fost însoțită și de reducerea uzurii sculelor de lucru (conteiner și matriță). Astfel au fost înlăturate total bavurile dintre poanson și conteiner, precum și zgîrieturile care se formau pe suprafața de lucru a matriței în cazul folosirii sticlei ca unsoare. În locul zgîrieturilor pe suprafața de lucru a matriței, în cazul ungerii cu grafit-leșie sulfitică, a apărut o glazură lucioasă care s-a menținut tot timpul, ceea ce a făcut ca dimensiunile matriței să se mențină riguros aceleași.

Avînd în vedere că leșia sulfitică arde fără fum și flacără, considerăm că acest material poate fi utilizat cu succes și la ungerea matrițelor obișnuite, eliminînd fumul pe care-l produce uleiul mineral.

Concluzii. Pe baza indicilor de plasticitate și a rezistenței de deformare în funcție de temperatura de încălzire, precum și a transformărilor care au loc în timpul încălzirii și răcirii, a fost stabilit că intervalul optim al temperaturilor de deformare plastică pentru oțelurile Fe-Cr-Al se găsește între 1 280 și 1 000°C.

A fost construită diagrama de recristalizare a oțelurilor Fe-Cr-Al în stare turnată, în funcție de temperatura de sfîrșit de deformare și de gradul de deformare real.

A fost stabilit că, pentru extruziunea oțelurilor cu plasticitate redusă Fe-Cr-Al, materialul indicat pentru unsoare este amestecul grafit-leșie sulfitică.

---

[1] *Pavlov, I. M., Ghelderman, L. S.* și *Jukova, A. I.* Analiza cantitativă a neuniformității deformației la forjare. În: Metalurg, nr. 8, 1936. [2] *Kornilov, I. I.* Aliaje de fier, vol. 1 (aliajele Fe-Cr-Al). Moscova, 1945. [3] *Dzugutov, M. Ia.* și *Vahtanov, B. F.* Particularitățile de prelucrare la cald a aliajelor cu Cr și Al. În: Forjarea și matrițarea, nr. 5, 1962.

CZ 621.785.616.22 : 621-272.2 . 621-33

Călirea izotermă a arcurilor spirale de supape

Ing. I. BURCIOIU și A. RADU
I.C.T.C.M.

În cadrul acestui articol se prezintă o parte din faza încercărilor de tratament termic, făcute cu epruvete și cu arcuri de supapă în scopul de a conferi arcurilor calități superioare în exploatare.

Pe baza experienței și a studiilor și încercărilor anterioare s-au ales următoarele două mărci de oțel pentru arcurile de supapă care au fost supuse la încercări: oțel crom-vanadiu de tipul Arc 1 și oțel nealiat de tipul Arc 6 (STAS 795-62), avînd compoziția chimică din tabela 1.

Tabela 1

Marca oțelului	Compoziția chimică, %								
	C	Mn	Si	Cr	V	P, max	S, max	Ni, max	Cu, max
Arc 1	0,46 0,54	0,50 0,80	0,17 0,37	0,80 1,10	0,10 0,20	0,035	0,035	0,30	0,25
Arc 6	0,62 0,70	0,50 0,80	0,17 0,37	⩽0,30	—	0,04	0,04	0,30	0,25

La elaborarea oțelurilor și fabricarea sîrmei s-au respectat condițiile tehnice speciale stabilite pentru arcuri de supapă, inclusiv mărimea granulației austenitice de 4—6 și rectificarea sîrmei pentru eliminarea defectelor de suprafață și a stratului decarburat.

Grosimea sîrmei din care s-au făcut epruvetele și arcurile de încercare a fost de 4,5 mm.

Prin încercări tehnologice la diferite temperaturi, cu durate de menținere diferite, s-au stabilit parametrii optimi pentru încălzirea de austenitizare în vederea călirii (tabela 2).

Tabela 2

Marca oțelului	Temperatura °C	Durata totală de încălzire, min		HRC după călire în ulei
		în cuptor-cameră	în baie de sare	
Arc 1	860	11	4	59—61
Arc 6	780	9	3,5	64—65

În urma cercetărilor și a încercărilor statice și dinamice s-a stabilit că duritatea arcurilor de calitate optimă este de 45HRC.

Tabela 3

Marca oțelului	În cuptor-cameră electric		În baie de sare	
	temperatura, °C	durata, min	temperatura, °C	durata, min
Arc 1	500	30	420	40
Arc 6	440	30	390	40

La arcurile călite obișnuit în ulei această duritate se obține prin revenire (tabela 3).

Avînd în vedere calitățile superioare care se obțin prin călirea izotermă a oțelurilor, cînd acestea se pretează la acest procedeu, s-au făcut o serie de încercări de călire izotermă, cu epruvete și cu arcuri confecționate din cele două mărci de oțeluri. Condiția principală pentru ca să se obțină o bună călire izotermă este ca piesele să nu fie groase; grosimea sîrmei fiind numai de 4,5 mm, această condiție este îndeplinită.

Este cunoscută superioritatea proprietăților mecanice, îndeosebi la solicitări dinamice, a oțelului cu structură bainitică obținută prin călire izotermă față de structura sorbitică cu aceeași duritate și rezistență la tracțiune a aceluiași oțel, obținută prin călire obișnuită cu răcire continuă urmată de revenire.

Rezistența fiind aceeași ca acea obținută prin călire obișnuită și revenire, prin călirea izotermă se realizează o tenacitate superioară, se asigură o rezistență mai mare la smulgere, o sensibilitate mai mică la crestături și dezaxări și o rezistență sporită la oboseală.

Dat fiind că prin utilizarea călirii izoterme se obțin valori ridicate de reziliență și de rezistență la oboseală, se pot înlocui în multe cazuri oțelurile aliate cu oțeluri carbon.

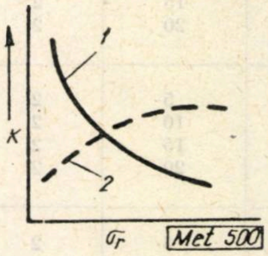


Fig. 1

În figura 1 este prezentată dependența rezilienței față de rezistență, în cazul călirii obișnuite urmate de revenire (curba 1) și în cazul călirii izoterme (curba 2).

La călirea obișnuită, o dată cu creșterea rezistenței la rupere, reziliența scade. La călirea izotermă, fenomenul se produce invers.

Din unele publicații tehnice din străinătate rezultă că, aplicarea călirii izoterme la arcuri duce la obținerea unor caracteristici tehnice superioare [1, 3, 4].

Pentru oțelurile de tipul Arc 1 și Arc 6 au fost găsite în literatură diagramele de transformare izotermă. Ca urmare, temperatura și durata de menținere necesare transformării izoterme au fost stabilite pe bază de încercări, la intervalul de transformare a bainitei inferioare, utilizînd ca mediu de răcire patru amestecuri de săruri.

Metoda de studiu utilizată a fost cea a verificării durității și a examinării microscopice. S-a urmărit să se obțină duritatea de 440—460 HV (45HRC) considerată ca cea mai potrivită, precum și o structură corespunzătoare.

Stabilirea temperaturii și a duratei de menținere pentru treapta izotermă. Pentru stabilirea temperaturii și a duratei de menținere izoterme a fost studiat intervalul 300—360°C la durate cuprinse între 5 și 20 min, ca mediu de răcire fiind încercate patru băi. S-au folosit epruvete cu diametrul de 4,5 mm și lungimea de 100 mm.

Baia nr. 1 a fost formată din amestecul 50% $NaNO_3$ + 50% KNO_3 avînd punctul de fuziune la circa 140°C. Topitura este clară, pe fundul băii nu se depun sedimente.

Epruvetele de oțel Arc1 au fost încălzite în tub cu atmosferă de protecție la temperatura de 860°C, timp de 11 minute, după care au fost introduse în baia izotermă. Încercările făcute sînt date în tabela 4.

Tabela 4

Nr. crt.	Temperatura băii, °C	Durata de menținere, min	Numărul probelor	Duritate, HV_{30}
1	300	5	2	473—533
2	300	10	2	476—499
3	300	15	2	470—499
4	300	20	2	473—496
5	320	5	2	470—496
6	320	10	2	473—493
7	320	15	2	459—473
8	320	20	2	457—473
9	340	5	2	448—473
10	340	10	2	446—462
11	340	15	2	446—451
12	340	20	2	439—451
13	360	5	2	409—420
14	360	10	2	409—422
15	360	15	2	393—409
16	360	20	2	396—411

Se observă că la temperatura de 340°C, după o menținere de 15 min în baia de sare, se obțin rezultatele cele mai bune. Se remarcă duritatea realizată, cuprinsă în limite foarte strînse, 446—451 HV. Structura este bainitică fină, uniform repartizată. Schema acestei operații de călire izotermă este reprezentată pe diagramele transformării izoterme a acestui tip de oțel din figura 2 [6].

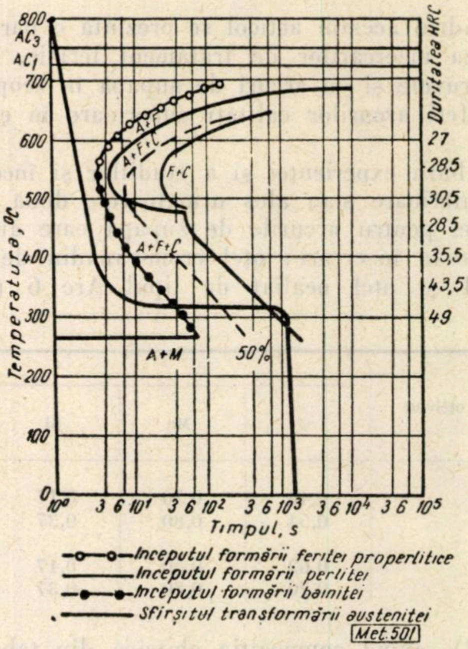


Fig. 2

Duritățile realizate la celelalte încercări, arătate în tabela 4, nu sînt corespunzătoare, înscriindu-se sub sau peste limitele considerate ca optime la arcurile de supapă.

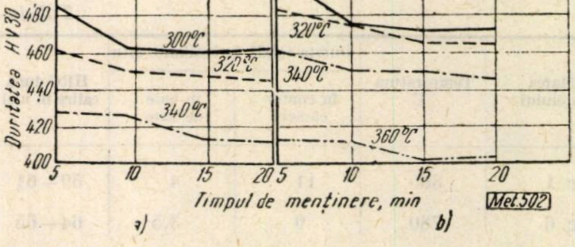
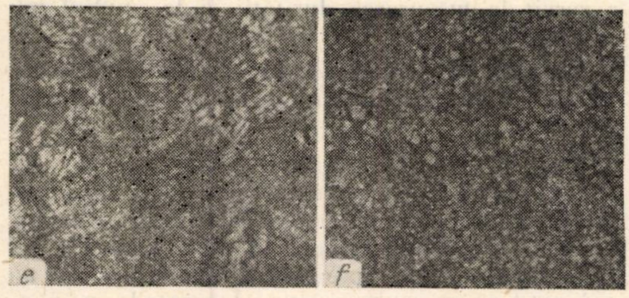


Fig. 3

În figura 3a este prezentată diagrama variației durității, în raport cu temperatura și cu timpul de menținere în baia izotermă a oțelului Arc 1.

În figura 4a (mărire 500 : 1, atac nital) este prezentată microstructura realizată prin călirea izotermă la temperatura de 340°C și durata de 15 min, considerate optime.

Epruvetele de oțel Arc 6, după ce au fost încălzite la temperatura de 780°C timp de 9 min, în tubul cu atmosferă protectoare, s-au introdus în baia izotermă. Încercările făcute sînt date în tabela 5.



a b

Fig. 4

Tabela 5

Nr. crt.	Temperatura băii, °C	Durata de menținere, min	Numărul probelor	Duritatea HV_{30}
1	300	5	2	473–493
2	300	10	2	453–478
3	300	15	2	453–473
4	300	20	2	453–473
5	320	5	2	449–473
6	320	10	2	446–473
7	320	15	2	441–457
8	320	20	2	439–453
9	340	5	2	420–439
10	340	10	2	420–437
11	340	15	2	404–422
12	340	20	2	404–425
13	360	5	2	386–398
14	360	10	2	380–396
15	360	15	2	376–382
16	360	20	2	374–386

Studiind variația durității, precum și aspectul structurii epruvetelor călite în intervalul 300—360°C, se constată că, la temperatura de 320°C cu o menținere de 15 min, se obțin rezultate corespunzătoare. Duritatea variază în limitele de 441—457 HV. Structura obținută este bainitică. În figura 5 [5] este reprezentată schema acestei căliri izoterme pe diagrama TTT a oțelului de tip Arc 6, în epruvete cu diametrul de 4,5 mm.

În figura 3b se prezintă diagrama variației durității în funcție de temperatură și timpul de menținere în baia de călire izotermă, pentru oțelul Arc 6.

Microstructura bainitică obținută prin călirea izotermă considerată optimă este prezentată în figura 4b.

Baia nr. 2 a avut compoziția chimică: 45% $NaNO_2$ + $NaNO_3$, cu punctul de fuziune la 220°C. În această baie s-au făcut încercări cu oțelurile Arc 1 și Arc 6 în condițiile arătate în baia nr. 1.

Din analiza datelor obținute (microstructură, duritate) rezultă că regimul optim de călire izotermă este același ca în cazul băii nr. 1, și anume: oțel Arc 1 — temperatura de 340°C, durata de menținere 15 min, și oțel Arc 6 — temperatura de 320°C, durata de menținere 15 min.

Baia nr. 3 a fost formată din NaOH 100%. Ea are punctul de fuziune la 320°C. Adăugîndu-se 6% Na_2CO_3, punctul de fuziune a coborît la 295°C.

Epruvetele călite în această baie au o culoare gri pătată. În timpul funcționării, baia emană vapori rău mirositori. Timpul de menținere, necesar transformării izoterme, este mai mare decît la băile studiate anterior.

Baia nr. 4, formată din azotat de sodiu 100%, din cauza punctului de fuziune ridicat nu este potrivită pentru scopul propus.

Dintre băile studiate, baia nr. 1 și baia nr. 2 duc la rezultatele cele mai bune. Uniformitatea durității obținută prin călirea izotermă în băile nr. 1 și nr. 2 nu poate fi realizată prin călirea obișnuită urmată de revenire. Încercări comparative au arătat că, în cazul călirii normale, duritatea variază în limitele 415—465 HV, față de 441—457 HV în cazul călirii izoterme.

Exploatarea acestor băi nu ridică nici un fel de dificultăți. Baia nr. 3 are o productivitate mai scăzută și este dificil de exploatat din cauza emanației de gaze.

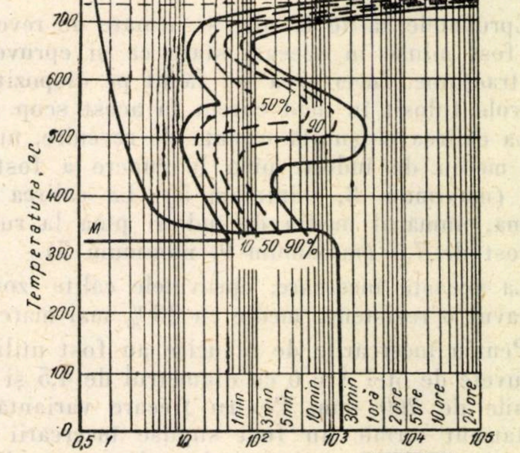


Fig. 5

Dintre băile studiate, baia nr. 2 este cea mai potrivită din punct de vedere tehnologic și economic, fiind formată numai din substanțe indigene.

Încercări mecanice. În scopul studierii proprietăților mecanice imprimate de călirea obișnuită urmată de revenire și călirea izotermă în condițiile stabilite ca optime s-au făcut încercări comparative de tracțiune, îndoire alternativă, răsucire și reziliență pe epruvete.

Încercările de tracțiune s-au făcut pe epruvete de oțel Arc 1 și Arc 6 supuse ambelor alternative de tratament termic, adică prin călire cu răcire continuă urmată de revenire și prin călire izotermă. Rezistența la rupere (σ_r), considerată ca optimă pentru arcurile de supapă, este de 140—150 kgf/mm^2.

Epruvetele de oțel Arc 1 călite la ulei și revenite la temperatura de 500°C, timp de 30 min, au avut rezistența la rupere cuprinsă între 141 și 149 kgf/mm^2, alungirea fiind de 5%. La epruvetele din aceeași sîrmă de oțel călite izoterm, rezistența la rupere a fost cuprinsă între 143—146 kgf/mm^2, alungirea variind între 6—7%.

Epruvetele de oțel Arc 6 care au fost călite și revenite la temperatura de 440°C, timp de 30 min, au avut rezistența la rupere în limitele de 139—142 kgf/mm^2 și alungirea de 5%.

În cazul călirii izoterme, rezistența la rupere este cuprinsă între 143 și 149 kgf/mm^2, iar alungirea, între 6 și 8,5%.

Rezistența lor la rupere realizată în amîndouă variantele de tratament termic este practic egală, dar alungirea este substanțial mai mare în cazul călirii izoterme, care indică o mai bună tenacitate.

Pentru încercările de îndoire alternativă s-au utilizat epruvete de oțel Arc 6 cu diametrul de 4,5 și lungimea de 150 mm. Din fiecare variantă de tratament termic au fost călite cîte zece epruvete.

Epruvetele călite la ulei și urmate de revenire au fost aduse în aceeași stare ca și epruvetele de tracțiune. Încercarea s-a făcut pe dispozitivul cu role folosit în mod curent în acest scop.

La călirea obișnuită urmată de revenire, numărul mediu de îndoiri pînă la rupere a fost de 5,7 (maximum 8, minimum 5). La călirea izotermă, numărul mediu de îndoiri pînă la rupere a fost de 7,6 (maximum 9, minimum 7).

La această încercare, epruvetele călite izoterm au avut o rezistență medie cu 33% mai mare.

Pentru încercările de răsucire au fost utilizate epruvete de oțel Arc 6 cu diametrul de 4,5 și lungimile de 260 mm. Pentru fiecare variantă de tratament termic au fost supuse încercării cîte zece epruvete. Răsucirea a fost făcută pe dispozitiv.

La epruvetele călite obișnuit, numărul mediu de răsuciri la care au rezistat pînă la rupere a fost de 8,3 (maximum 13, minimum 1). La epruvetele călite izoterm, numărul mediu de răsuciri la care au rezistat a fost de 16,7 (maximum 18, minimum 15).

Rezistența la răsucire a epruvetelor de oțel Arc 6 călite izoterm este cu 112% mai mare față de a celor călite în mod obișnuit urmată de revenire.

Pentru determinarea rezistenței la oboseală au fost călite izoterm mai multe loturi de arcuri. Arcurile au fost încălzite pentru călire în tub cu atmosferă de protecție, în scopul preîntîmpinării decarburării superficiale. Fiecare arc a fost tratat termic o dată cu o epruvetă martor, care a servit la măsurarea durității și la studiul microscopic.

Tratamentul termic s-a făcut respectînd parametrii tehnologici stabiliți la încercările pe epruvete.

Deși în mod curent arcurile de supapă sînt supuse operației de ecruisare cu alice după tratamentul termic, s-au supus la încercări de oboseală și arcuri neecruisate. Aceasta pentru a verifica ipoteza că, aplicînd călirea izotermă, nu mai este necesară ecruisarea. Încercările au confirmat că arcurile călite izoterm, ca și cele călite normal și revenite, n-au satisfăcut condițiile minime impuse pentru rezistența la oboseală (10^{-7} cicluri).

Arcurile de oțel nealiat Arc 6 s-au comportat la fel sau mai bine decît arcurile de oțel Arc 1.

După aplicarea procedeului de ecruisare cu alice, atît arcurile călite izoterm, cît și cele călite obișnuit și revenite, au rezistat la încercarea la oboseală peste limita impusă.

În aceste condiții nu s-a pus în evidență superioritatea arcurilor călite izoterm care a rezultat la încercările făcute pe epruvete.

Este necesar să se facă încercări la solicitări în condiții de exploatare pe durate lungi și, în cazul cînd se verifică superioritatea calitativă a arcurilor călite izoterm, să se aplice procedeul în fabricație, suprimînd operația de revenire.

Concluzii. La încercările de laborator s-au obținut rezultate superioare prin călirea izotermă a oțelurilor Arc 1 și Arc 2 față de călirea cu răcire continuă obișnuită, urmată de revenire.

Arcurile călite izoterm, ca și cele călite obișnuit și revenite, nu satisfac condițiile de funcționare dacă nu sînt supuse operației de ecruisare cu alice.

Oțelul nealiat Arc 6 s-a comportat la fel sau mai bine decît oțelul Arc 1 în condițiile concrete impuse, deci nu se justifică în acest caz utilizarea oțelului Arc 1.

[1] *Joldok A. A.* Călirea izotermă a arcurilor de oțel 50HFA. In: Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 5, 1959, [2] *Fay C.* Călirea izotermă a pieselor de oțel subțire diminuează fisurările, mărește tenacitatea. In: Materials and metods, nr. 6, 1954. [3] *Ligier A.* Les ressorts, théorie et pratiques, Paris, 1952. [4] *Tauscher H.* Călirea izotermă. Caiet selectiv I.D.T., Constr. de mașini, nr. 1 și 2, 1952. [5] *Dumitrescu Tr., Ionescu C. St.* și *Solacolu M.* Cercetări cu privire la transformarea izotermă a austenitei în unele oțeluri aliate și nealiate. In: Studii și cercetări de metalurgie, Acad. R.P.R., Centrul de cercetări metalurgice, 1962, p. 281—303. [6] *Popov, A. A.* și *Popova, A. E.* Spravocinik termista, izotermiceskie i termokineticeski diagramî. Mașghiz, 1962.

CZ 621.742.4 : 338.041

Observaţii privind unificarea amestecurilor de formare pentru turnarea pieselor din oţel, fontă şi neferoase

Ing. V. NEDIANU
I.T.C.M.E.

Amestecurile de formare, deşi materiale auxiliare în turnătorii, au o mare influenţă asupra calităţii pieselor turnate. Calitatea şi cantitatea materialelor componente afectează în mare măsură aspectul şi precizia piesei turnate. Amestecurile de formare necorespunzătoare pot să dea naştere la sufluri, incluziuni nemetalice, fisuri, aderenţe puternice etc., care măresc procentul de rebut în turnătorii.

Pe de altă parte, prin dezvoltarea tehnicii se urmăreşte obţinerea direct din turnare a pieselor mari şi mici cu dimensiuni precise, cu o calitate bună a suprafeţei şi în mare cantitate. Realizarea acestei cerinţe necesită dezvoltarea mecanizării la formare, adică folosirea maşinilor de formare cu scuturarea, presarea sau aruncarea centrifugală a amestecului.

În condiţiile folosirii acestor maşini şi a mecanizării generale a turnătoriilor, vechile reţete de formare au devenit nesatisfăcătoare. Sînt necesare amestecuri cu proprietăţi constante, uşor reproductibile, cu componenţi (argilă, umiditate, adaosuri) cunoscuţi şi exact dozaţi. Pe lîngă caracteristicile curente care se măsurau în laboratorul rapid al turnătoriei cu zece ani în urmă, astăzi se cer noi caracteristici fizico-mecanice. Aceste condiţii au fost satisfăcute într-o mare măsură de amestecurile sintetice de formare, deoarece pornind de la materiile prime curate (nisip cuarţos, liant şi, eventual, adaosuri), cu caracteristici chimice şi fizice cunoscute, şi dozînd toţi aceşti componenţi ai amestecului în limite strînse, se pot stăpîni şi reproduce foarte exact proprietăţile. Preţul de cost mai ridicat al amestecurilor sintetice faţă de al celor care au la bază nisipul natural argilos, corectat sau nu cu adaosuri de lianţi, este compensat cu prisosinţă prin reducerea procentului de rebuturi la piesele turnate şi prin avantajele pe care le prezintă în procesul de fabricaţie.

Literatura de specialitate indică următoarele linii generale în ceea ce priveşte evoluţia amestecurilor de formare.

— Folosirea pe scară largă a amestecurilor sintetice pe bază de nisipuri spălate şi sortate şi bentonită, atît la turnarea pieselor din oţel, cît şi a celor din fontă [11]. Faţă de nisipurile naturale corectate cu argilă, aceste amestecuri sintetice au avantajul că prezintă : o permeabilitate mai mare datorită cantităţii mai mici de liant (bentonita se adaugă în proporţie de 2—3 ori mai mică decît argila) şi conţinutului mai scăzut de praf al nisipului cuarţos, de obicei spălat sau chiar clasat ; o umiditate mai scăzută la aceeaşi capacitate de formare, umiditatea fiind determinată de cantitatea de liant.

Totuşi, amestecurile sintetice cu bentonită prezintă şi o serie de dezavantaje în raport cu cele cu argilă, şi anume : se usucă mai uşor, umiditatea trebuie menţinută între limite mai strînse şi prepararea lor cere o atenţie mai mare. Dezvoltarea mecanizării turnătoriilor, care implică folosirea agregatelor moderne de preparare şi transport al amestecului de formare, formarea mecanică şi turnarea pe conveior, reduce cu mult importanţa acestor dezavantaje.

— Scăderea limitelor rezistenţei la compresiune : valorile recomandate cel mai frecvent de literatură variază în jurul valorii de 550 g/cm^2 [7]. Avantajele acestei măsuri derivă tot din consecinţele folosirii unei proporţii cît mai scăzute de liant în amestec, şi anume permeabilitatea şi refractaritatea ridicate ale amestecului. Cantitatea de liant trebuie să asigure totuşi buna folosire a amestecului în condiţiile de lucru date.

— Extinderea turnării oţelului şi a fontei în forme crude sau uscate superficial ; prin extinderea acestui procedeu se reduce timpul total de formare, ca urmare a suprimării uscării complete, procedeul devine mai economic, dimensiunea formelor este mai exactă, ca urmare a numărului mai redus de manipulări etc.

— Aprecierea necesităţii folosirii amestecului unic sau a amestecurilor de model şi umplutură este făcută de tehnologi. În general, amestecul unic se foloseşte la formarea formelor mici, fără a fi însă exclus şi la formarea formelor mari. Avantajele folosirii acestuia constau în simplificarea preparării şi depozitării amestecului, precum şi în obţinerea unor rezistenţe egale în toată forma.

În schimb, este necesar un control mai atent al amestecurilor.

În R.P.R. [10] se folosesc în cea mai mare măsură nisipurile naturale şi, mai puţin, amestecurile sintetice sau semisintetice ; se lucrează, în special, cu două amestecuri, de model şi de umplutură, şi într-o mai mică măsură cu amestec unic. Rezistenţele la compresiune în stare crudă variază în limite foarte largi pentru diferitele uzine din ţară, şi anume de la 400 g/cm^2 la 1 000 g/cm^2. Piesele mici de fontă şi oţel se toarnă, de regulă, în forme crude, iar cele mari, mai ales cele de oţel, în forme uscate.

În recomandările făcute pentru unificarea reţetelor de formare s-a urmărit să se îmbine posibilităţile actuale ale uzinelor noastre metalurgice şi ale carierelor furnizoare de materii prime pentru amestecuri cu tendinţele actuale ale tehnicii moderne. Tendinţa actuală a tehnicii turnării, aşa cum s-a arătat, prevede înlocuirea pe scară din ce în ce mai largă a amestecurilor de formare pe bază de nisip natural cu cele sintetice, în special cu cele pe bază de nisip cuarţos şi bentonită. Avantajele acestora din urmă sînt indiscutabile mai ales la turnarea oţelului şi, în al doilea rînd, la turnarea fontei. În ţările avansate din punct de vedere tehnic şi care dispun atît de nisipuri cuarţoase, cît şi de instalaţii corespunzătoare de spălare a nisipului, turnarea pieselor din oţel se face exclusiv în amestec sintetic pe bază de nisip spălat şi clasat. La turnarea pieselor din fontă cenuşie, de dimensiuni mari, atunci cînd se cere o suprafaţă de calitate a pieselor turnate sau la turnarea pieselor din fontă maleabilă sau cu grafit nodular se foloseşte, de asemenea, amestecul sintetic [1], [2], [3], [4], [5].

Tabela 1

Clasa nisipului	Compoziţia chimică				Punct de sinterizare, °C min	Componenţa levigabilă, % max	Fracţiunea de bază, min 60% cu granulaţia, mm	Conţinutul de praf >0,06 mm, % max	Permeabilitatea nisipului (informativ)	Cariere de nisip din R.P.R. exploatate în prezent
	SiO_2, %	Fe_2O_3, %	CaO + MgO, % max	Na_2O + K_2 O, % max						
Cuarţos 1C	97	1,0	0,5	0,3	1 400	2	06–03–02	0,5	250–350	Făget
							03–02–01	1	120–250	Aghireş Brăneşti-Zolt, Miorcani
							02–01–006	2	40–120	Văleni (sticloval)
Cuarţos 2C	96	1,5	0,8	0,5	1 350	2	06–03–02	0,5	250–350	Surduc-Jibău
							03–02–01	1	120–250	Hîghic
							02–01–006	2	40–120	Araci
Cuarţos 3C	94	2,0	1,2	0,8	1 300	2	06–03–02	0,5	250–350	—
							03–02–01	1	120–250	
							02–01–006	2	40–120	
Slab S	—	—	—	—	1 250	2–10	06–03–02	—	200–300	Doclin
							03–02–01	—	100–200	Brăneşti-Zolt (brut)
							02–01–006	—	30–100	—
Semigras SG	—	—	—	—	1 250	10–20	06–03–02	—	150–250	—
							03–02–01	—	80–150	Corneşti

În acest sens, s-au studiat comparativ carierele din R.P.R., care furnizează nisipuri de turnătorie, urmînd a se dispune apoi dezvoltarea carierelor de nisip care corespund din punct de vedere calitativ şi cantitativ. De aceea, în propunerile pentru reţetele amestecurilor de formare cuprinse în acest articol s-au înscris, în primul rînd, amestecurile sintetice şi numai în al doilea rînd cele pe bază de nisipuri naturale, ultimele urmînd să fie înlocuite treptat cu primele, pe măsură ce amenajările carierelor pentru producerea nisipurilor cuarţoase şi a bentonitelor vor permite acest lucru.

În studiu nu sînt indicate amestecurile speciale cu utilitate restrînsă, cum ar fi amestecurile sub formă de noroi sau amestecurile compresibile cu făină de lemn sau altele. În tabelele privind adaosurile în amestecurile de formare s-a căutat totuşi să fie cuprinse majoritatea materialelor care au utilizare în turnătorii, indicîndu-se, în măsura în care se cunosc (STAS, GOST, literatura de specialitate), caracteristicile lor.

Amestecuri de formare : nisip-liant argilos

Nisipurile cuarţoase folosite în turnătorii sînt cele de calitatea 1C, 2C şi 3C (tabela 1). Dintre acestea, la turnarea oţelului se recomandă nisipurile 1C şi 2C. La turnarea fontei se folosesc nisipurile 1C, 2C şi 3C, în general, după următoarele criterii : nisipul 1C este folosit la turnarea pieselor din fontă maleabilă şi fontă cu grafit nodular, iar cele de calitatea 2C şi 3C sînt folosite în mod curent la turnarea pieselor din fontă cenuşie. Pentru turnarea piselor din metale neferoase se folosesc calităţile 2C şi 3C [1], [2].

Nisipurile argiloase folosite pentru amestecurile de formare sînt arătate tot în tabela 1. Sînt indicate caracteristicile şi carierele cunoscute de nisipuri slabe şi semigrase ; nisipuri grase (peste 20% argilă) care să poată fi folosite în turnătorii nu sînt pînă în prezent în ţară.

Încercările obligatorii pentru controlul nisipurilor la intrarea lor în procesul de fabricaţie sînt : 1) umiditatea ; 2) levigabilele ; 3) granulaţia ; 4) forma grăunţilor ; 5) compoziţia chimică ; 6) punctul de sinterizare ; 7) permeabilitatea la gaze ; 8) rezistenţa la compresiune în stare crudă şi uscată.

Primele şase încercări sînt aceleaşi în cazul nisipurilor cuarţoase sau argiloase şi se execută conform standardelor în vigoare.

Permeabilitatea la gaze se determină, în cazul nisipurilor argiloase la 4% umiditate, fără adaos de lianţi suplimentari, iar în cazul nisipurilor cuarţoase, după amestecarea lor cu 5% bentonită de Gurasada sau Valea Chioarului şi 3,5% apă. Rezistenţa la compresiune se determină numai la nisipurile argiloase, în stare crudă şi uscată, în vederea stabilirii cantităţii de liant care mai trebuie adăugat la prepararea amestecului, pentru corectarea rezistenţei.

Lianţii. Zăcămintele de bentonită din ţara noastră care reprezintă importanţă în momentul de faţă sînt cele de la Gurasada, Valea Chioarului şi Satu Mare. Dintre zăcămintele de argilă pot fi menţionate cele de la Medgidia, Giabacu, Suncuiuş, Balanca. Condiţiile impuse acestor lianţi sînt arătate în tabela 2.

Tabela 2

Caracteristica	Bentonita	Argila	
		Al m*	Al p*
Fineţe de măcinare :			
— rest pe sita cu ţesătură de sîrmă nr. 01, STAS 1077-50, max %	10	10	10
— rest pe sita cu ţesătură de sîrmă nr. 006, STAS 1077-50, max %	25	25	25
Umiditate de referinţă ** la 105°C, max %	5	5	5
CO_2 din carbonaţi, max %	0,75	0,75	0,75
Rezistenţa la compresiune, în kg/cm², min :			
— amestec în stare umedă	400	500	760
— amestec în stare uscată	2 500	1 500	2 000

* Notări conform STAS 5608-57.

** Umiditatea de referinţă reprezintă umiditatea la care se recalculează masa livrărilor de bentonită.

Un studiu detaliat al bentonitelor romîneşti a dus la împărţirea acestora în două grupe : bentonitele cu caracter calcic, exemplificate prin zăcămintele de la Gurasada şi Satu Mare, şi bentonita cu caracter sodic, cea de la Valea Chioarului. Acest caracter diferit este imprimat de conţinutul predominant al ionilor mobili de calciu, respectiv de sodiu, pe care bentonita îi pune în libertate atunci cînd este adusă în stare de suspensie în apă şi nu de conţinutul total al acestor elemente determinate prin analiza chimică obişnuită.

Caracterul sodic sau calcic nu influenţează în mod substanţial puterea de legare a bentonitei, dar imprimă proprietăţi specifice amestecurilor de formare, de exemplu capacitatea de formare, variaţia rezistenţei amestecului de formare cu umiditatea şi altele. Puterea de legare a bentonitei este influenţată de alte caracteristici decurgînd probabil din gradul de alterare a tufului vulcanic din care provine bentonita, din puritate etc. Aceşti factori nu se pot determina cantitativ şi, de aceea, s-a convenit ca bentonitele şi argilele să fie caracterizate din punctul de vedere al turnătorului prin capacitatea lor de legare, măsurată în condiţii standardizate (tabela 2).

Reţetele amestecurilor pe baza cărora se determină rezistenţa la compresiune indicată în tabelă sînt, pentru bentonită : nisip cuarţos normal 1 900 g ; bentonită uscată la 105°C 100 g ; apă distilată 75 cm^3 ; pentru argilă : nisip cuarţos normal 1 600 g ; argilă uscată la 105°C 400 g ; apă distilată 120 cm^3.

Amestecarea componenţilor se face după următorul regim : două minute amestecare uscată a nisipului cu liantul şi apoi opt minute, după adăugarea apei. Amestecul se trece printr-o sită cu ochiuri de circa 3 mm, pentru afînarea lui. Pentru determinarea rezistenţei la compresiune în stare uscată, epruvetele se menţin timp de 1$^1/_2$ ore la 105—110°C şi încercarea se execută imediat după răcirea probelor.

Pe lîngă aceste determinări obligatorii se mai recomandă, pentru cazurile cînd piesele turnate prezintă defecte cum sînt crustele şi umflăturile, să se determine la amestecurile cu bentonită şi rezistenţa acestora la şoc termic [6]. Metoda este simplă : într-un inel de oţel cu diametrul interior de circa 100 mm, cu grosimea peretelui de circa 10 mm şi înălţimea de circa 30 mm se tasează amestecul supus încercării la un grad de îndesare de 80 ± 2 unităţi Dietert. Suprafaţa superioară a cilindrului se netezeşte bine. Proba se introduce timp de 8—10 secunde într-un cuptor încălzit la 1 300°C. Suprafaţa care se analizează este supusă încălzirii prin radiaţie. Rezultatul se consideră corespunzător atunci cînd straturile superficiale de amestec nu se cojesc. Dacă amestecul nu corespunde din acest punct de vedere, corectarea lui se poate obţine prin activare cu carbonat de sodiu [6], [2]. Proporţia de activant trebuie să se determine experimental şi este, de obicei, 1—2% în raport cu cantitatea de bentonită. Se recomandă ca adăugarea activantului să se facă prin amestecarea lui (ca praf) în bentonita măcinată şi nu dizolvat în apa de umezire a amestecului. În felul acesta se realizează caracteristici mecanice mai bune.

Alte adaosuri. Adaosurile cele mai folosite la amestecurile de formare pentru turnarea oţelurilor sînt : leşia sulfitică, pulberea de cuarţ, făina de lemn şi dextrina. Caracteristicile acestor adaosuri sînt arătate în tabela 3. Scopul lor este de a micşora friabilitatea amestecului (leşia sulfitică, dextrina) de a mări compresibilitatea amestecului (făină de lemn) [9] sau obţinerea suprafeţelor netede.

Substanţele pentru micşorarea friabilităţii pot fi folosite fie ca agenţi care uşurează migrarea apei de la centru spre periferie, înlocuind astfel pierderile, fie ca substanţe care măresc duritatea superficială a formei la uscare. Printre adaosurile din prima grupă se numără dextrina care, adăugată în amestec, reduce întrucîtva friabilitatea.

Rezultate mai bune se obţin însă prin stropirea suprafeţelor cu o soluţie de dextrină sau leşie sulfitică, în apă. Concentraţiile recomandate sînt 1,5% dextrină sau 10% leşie sulfitică.

Făina de cuarţ se adaugă în amestecurile de model atunci cînd se urmăreşte obţinerea unei suprafeţe foarte netede a piesei. Proporţia adăugată este de 5—10%. Uzual, făina de cuarţ se foloseşte însă ca pudră sau chiar component principal în vopselele antiaderente, servind astfel la astuparea porilor amestecului şi la izolarea printr-un strat refractar a metalului lichid de masa amestecului de formare.

La turnarea fontei, adaosurile au, în primul rînd, scopul de a împiedica aderarea amestecului pe piesă. Condiţiile esenţiale pe care trebuie să le îndeplinească aceste adaosuri sînt : o cantitate mare de substanţe volatile, cenuşă cît mai puţină şi cît mai greu fuzibilă, lipsa elementelor dăunătoare calităţii fontei. Pentru ca efectul să fie bun, adaosurile trebuie să fie repartizate uniform în masa amestecului, deci să aibă un grad cît mai mare de fineţe şi amestecarea să fie făcută pînă la distribuirea lor omogenă în masa amestecului.

Tabela 3

Denumirea adaosului	Proprietăţi fizico-chimice		Observaţii speciale
	denumire	culoare	
	Adaosuri folosite la turnarea oţelului		
Făină de cuarţ	conţinutul de SiO_2, min %	98,5	
	Adaosuri folosite la turnarea oţelului şi a fontei		
Dextrină (STAS 8-53)	umiditate, max % solubilitate în apă rece, min % cenuşă, max % aciditate, max %	10 81 1,2 60	proba tehnologică : nisip cuarţos normal, % 100 dextrină, % 1,25 apă, % 2,5 uscare, 1 h la 160—180°C rezistenţă la compresiune, kgf/cm² 5
Leşie sulfitică	greutatea specifică, g/cm³ substanţe solide, % substanţe organice, % cenuşă, max %	1,28—1,30 50—52 40—42 10	proba tehnologică : nisip cuarţos normal, % 97 argilă, % 3 leşie sulfitică, % 5,6 apă, % 1 uscare : 1 oră la 160—180°C rezistenţă la compresiune, kgf/cm² 5 ; ca material antiaderent la turnarea fontei se adaugă 2% în amestecul de formare pentru piesele de dimensiuni mici ; se poate folosi amestecată cu gudron în proporţie de 1 : 1
Rumeguş de lemn	esenţa lemnului apă, max % fineţe, max mm	oricare 10 5	se adaugă în amestecurile de model care trebuie să fie compresibile sau uşor de dezbătut ; proporţie 1—5% în volum
	Adaosuri folosite la turnarea fontei		
Cocsul de petrol (STAS 973-50)	cenuşă, max % substanţe volatile, min % sulf, max % fineţe, max mm	1 30* 0,8 0,15	*valoarea nu este conform STAS
Huilă	cenuşă, max % substanţe volatile, min % sulf, max % apă, max % fineţe, max mm	11 30 4 12 0,15	se foloseşte în proporţie de circa 3/4 faţă de cocsul de petrol, ca înlocuitor al acestuia
Gudron de huilă (STAS 3362-52)	cenuşă, max % substanţe volatile, min %	0,2 35	se adaugă sub formă de pulbere sau în proporţie : 3/4—1/2 în raport cu cocsul de petrol
Cocs de gudroane (STAS 974-50)	cenuşă, max % substanţe volatile, min % sulf, max % fineţe, max min	5 40 4 0,15	se adaugă în proporţie de circa 1/2 în raport cu cocsul de petrol
Azbest (STAS 3315—52)	rezidiu pe sita 0,09, max %	5	se adaugă în aceleaşi scopuri şi în aceleaşi proporţii ca rumeguşul
	Adaosuri folosite la turnarea fontei şi a aliajelor de cupru		
Păcură (STAS 54-59)	Viscozitate, max sulf, max % apă, max %	2 2 0,5	se foloseşte numai pentru formele crude în proporţie : circa 1/2 faţă de cocsul de petrol

Îndeplinirea acestor condiții duce la o distribuție uniformă a degajării gazelor pe suprafața formei, deci la asigurarea desprinderii bune a amestecului de pe piesă. Aglomerările materialelor antiaderente sau prezența particulelor prea mari pot să aibă ca efect provocarea de sufluri sau cute pe suprafața piesei. Cantitatea de adaosuri antiaderente variază cu greutatea piesei turnate și cu felul în care piesa se toarnă în amestec de formare (crud sau uscat).

Din tabela 7 reies proporțiile recomandate pentru diferitele cazuri.

În tabela 3 se indică și raportul aproximativ în care diferitele materiale antiaderente înlocuiesc cocsul de petrol, înscris în tabela 7.

În cazul aliajelor de cupru, adaosul antiaderent folosit este păcura, în cazul formelor crude.

Amestecuri de formare cu întărire superficială rapidă

La formele destinate unei întăriri superficiale rapide se recomandă ca lianți bentonita și silicatul de sodiu.

Caracteristicile tehnice ale silicatului de sodiu soluție sînt arătate în STAS 1902-64. Pentru amestecurile de formare, calitățile recomandate sînt D și E. Metodele de analiză sînt arătate în același standard.

Proba tehnologică pentru amestecurile de formare este arătată în tabela 4.

Tabela 4

Compoziția probei tehnologice, %			Regimul de uscare		Rezistența la tracțiune, kgf/cm², min
Nisip cuarțos	Silicat de sodiu	apă	durata, min	temperatura, °C	
94	6	—	20	200—250	15

Rezistența amestecurilor cu silicat de sodiu, destinate formelor cu uscare superficială, poate fi mărită prin adăugarea în amestec de 1,0—1,5% soluție 10% hidroxid de sodiu în apă. În felul acesta se asigură și menținerea un timp mai îndelungat a plasticității amestecului crud.

Pentru a evita lipirea amestecului pe placa de model se recomandă să se adauge circa 0,5% păcură [1].

Prepararea amestecurilor de formare

Operații pregătitoare. Nisipurile cuarțoase se usucă, se cern printr-o sită cu ochiurile de 3 mm pentru a îndepărta corpurile străine. Introducerea lor în amestecătoare se poate face numai după răcirea completă.

Nisipurile argiloase se cern printr-o sită cu ochiurile de 8 mm pentru a elimina bulgării și corpurile străine.

Amestecul folosit care reintră în procesul de amestecare se cerne și se curăță magnetic.

Amestecul desprins de pe piese în timpul transportului sau al curățirii pieselor se îndepărtează; intrarea lui în circuit se interzice în cazul că nu există o instalație de regenerare a nisipului.

Dozarea și amestecarea componenților. Dozarea componenților se face, de obicei, volumetric, după ce în prealabil s-a determinat greutatea materialelor care intră într-o măsură. Dozarea gravimetrică, deși este mai exactă, în cazurile generale, este mai greoaie.

Tabela 5

Ordinea de încercare a componenților

Amestec unic	Amestec de model		Amestec de umplutură
	varianta I	varianta II	
Amestec folosit Nisip nou Lianți argiloși Apă	amestec folosit nisip nou lianți argiloși alte adaosuri apă	amestec folosit nisip nou apă lianți argiloși alte adaosuri	amestec folosit lianți argiloși apă

Proporția componenților în amestecurile unice, de model sau de umplutură, este indicată în tabelele 4, 6, 7 și 8 cu recomandări de rețete.

În cazul preparării amestecurilor unice, liantul adăugat reprezintă liantul necesar pentru cantitatea de nisip proaspăt adăugată + cantitatea necesară pentru compensarea liantului degradat (ars) din amestecul folosit. La pornirea fabricației, cînd nu se dispune de un amestec folosit, amestecul se prepară după rețeta unui amestec de model avînd drept componenți principali nisipul și liantul.

Dacă în procesul de preparare a amestecului se prevede activarea cu carbonat de sodiu, se recomandă ca activantul în formă de pulbere, în proporția optimă pentru cazul considerat (în general, circa 1—2% în raport cu cantitatea de bentonită), să fie amestecat în prealabil cu bentonita măcinată. S-a dovedit că, în acest mod, activarea este cu mult mai eficace decît dacă activantul este adăugat sub formă de soluție în apa de umezire.

Cifrele privind cantitățile de liant (tabelele 6, 7 și 8) din amestecul de formare pot varia în sensul măririi sau micșorării lor în cazul varierii proprietăților liante. Precizarea cantităților pentru atingerea proprietăților fizico-mecanice prescrise va fi făcută de tehnolog și de laboratorul uzinei.

În cazul nisipurilor s-au indicat fracțiuni de bază care ar putea acoperi domeniul de permeabilitate propus. Ținînd seamă de mărimea și configurația pieselor, se va preciza permeabilitatea amestecului și, în funcție de aceasta, se vor restrînge limitele de granulație, alegîndu-se nisipul corespunzător sau se va prescrie proporția în care să fie amestecate nisipuri de diferite proveniențe.

Amestecarea se face în amestecătoare speciale pentru prepararea amestecurilor de formare.

Încărcarea amestecătoarelor se face treptat și numai după ce sistemul de amestecare a fost pus în mișcare. Încărcarea se face, de obicei, după varianta: amestec folosit, nisip nou, lianți argiloși, alte adaosuri și, la urmă, apa. S-a constatat însă că, pentru amestecul de model la care cantitatea de nisip nou uscat este mare, varianta a

Amestecuri de formare

<table>
<tr><th rowspan="3">Denumirea amestecului</th><th rowspan="3">Modul de turnare</th><th colspan="2">Caracteristicile piesei</th><th rowspan="3">Simbolul amestecului</th><th colspan="6">Componenţii</th></tr>
<tr><th rowspan="2">greutate</th><th rowspan="2">grosime perete</th><th colspan="3">nisip cuarţos 1C şi 2C</th><th colspan="3">nisip natural S şi SG</th></tr>
<tr><th>06/02</th><th>03/01</th><th>02/006</th><th>06/02</th><th>03/01</th><th>02/006</th></tr>
<tr><td>Amestec unic</td><td>forme crude</td><td><500</td><td><100</td><td>OF-C-11</td><td>—</td><td colspan="2">5–10</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OF-C-12</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td colspan="2">5–10</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OF-C-13</td><td>—</td><td colspan="2">5–10</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OF-C-14</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td colspan="2">5–10</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td>>500</td><td><100</td><td>OF-C-21</td><td colspan="2">5–10</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OF-C-22</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td colspan="2">5–10</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OF-C-23</td><td colspan="2">5–10</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OF-C-24</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td colspan="2">5–10</td><td>—</td></tr>
<tr><td>Amestec de model</td><td>forme crude şi uscate superficial</td><td><500</td><td><100</td><td>OM-C-11</td><td>—</td><td colspan="2">55–92</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-C-12</td><td>—</td><td colspan="2">52–89</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-C-13</td><td>—</td><td colspan="2">28–36</td><td>—</td><td colspan="2">30–60</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-C-14</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td colspan="2">59–97</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-C-15</td><td>—</td><td colspan="2">50–86</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td>>500</td><td><100</td><td>OM-C-21</td><td colspan="2">55–92</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-C-22</td><td colspan="2">52–88</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-C-23</td><td colspan="2">26–36</td><td>—</td><td colspan="2">30–60</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-C-24</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td colspan="2">59–97</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-C-25</td><td colspan="2">50–86</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td>forme cu întărire superficială rapidă</td><td>nelimitat</td><td>nelimitat</td><td>OM-S-11</td><td colspan="2">63–90</td><td></td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-S-12</td><td colspan="2">52–79</td><td></td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-S-13</td><td colspan="2">62–91</td><td></td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td>>40</td><td>OM-S-21</td><td colspan="6">crom magnezită măcinată 91–97 %</td></tr>
<tr><td></td><td>forme uscate</td><td><2 000</td><td>nelimitat</td><td>OM-U-11</td><td>—</td><td colspan="2">54–90</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-U-12</td><td>—</td><td colspan="2">27–34</td><td>—</td><td colspan="2">30–60</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-U-13</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td colspan="2">58–95</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-U-14</td><td>—</td><td colspan="2">49–84</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td>>2 000</td><td>nelimitat</td><td>OM-U-21</td><td colspan="2">54–90</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-U-22</td><td colspan="2">25–34</td><td>—</td><td colspan="2">30–60</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-U-23</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td colspan="2">58–95</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OM-U-24</td><td colspan="2">49–84</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td>nelimitat</td><td>—>40</td><td>OM-U-31</td><td colspan="6">crom magnezită măcinată 91–93 %</td></tr>
<tr><td>Amestec de umplutură</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>OU-1</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
<tr><td></td><td></td><td></td><td></td><td>OU-2</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td><td>—</td></tr>
</table>

II-a (tabela 5) prezintă unele avantaje, şi anume: 1) se realizează o repartizare mai bună a argilei; 2) se elimină praful. Aceleaşi efecte se obţin şi prin adăugarea lianţilor argiloşi sub formă de emulsie în apa de umezire. În cazul bentonitei, mai ales al celei sodice, adăugarea emulsiei nu este posibilă, în general, deoarece obţinerea unei emulsii de bentonită necesită, de obicei, o cantitate mai mare de apă decît raportul apă/bentonită optim pentru cazul amestecurilor de formare.

După varianta a II-a se prepară în special amestecurile cu silicat de sodiu.

Dacă amestecului i se adaugă făină de lemn, este necesar ca aceasta să fie umezită în prealabil; în cazul că aceasta se adaugă uscată, amestecul trebuie păstrat pînă a doua zi.

Timpul de amestecare depinde de tipul şi de capacitatea amestecătoarelor, precum şi de natura componenţilor. Puterea liantă a argilelor şi bentonitelor trebuie pusă în valoare în mod complet printr-o amestecare studiată, în prealabil, prin probe sistematice. Timpul de amestecare este, în general, mai lung pentru amestecurile de model, unde se foloseşte un grad de împrospătare mare.

S-a constatat că o operaţie indispensabilă pentru a îmbunătăţi capacitatea de formare este aerarea amestecului.

Controlul amestecurilor de formare

Controlul se face asupra probelor luate periodic de pe teren. Trebuie supuse analizei toate sorturile de amestec existente în fabricaţie. Prin efectuarea controlului se poate acţiona în sensul menţinerii între limitele prescrise a caracteristicilor fizico-mecanice.

pentru turnarea oțelului *Tabela 6*

amestecului, % greutate							Proprietăți tehnologice			
amestec folosit	lianți				adaosuri speciale		σ_c compresiune la crud kg/cm²	σ_r tracțiune uscată, kg/cm²	permeabilitate	umiditate, %
	bentonita	argilă	leșie sulfitică	silicat de sodiu soluție	pulbere de cuarț	păcură				
88—94	1—2	—	—	—	—	—	0,5—0,7	—	> 80	4—5
89—95	0,5—1,5	—	—	—	—	—		—		5—6
89—92	0,5—1	1—2	—	—	—	—		—		4—6
88—94	—	1—2	—	—	—	—		—		5—7
88—94	1—2	—	—	—	—	—	0,5—0,7	—	>100	4—5
89—95	0,5—1,5	—	—	—	—	—		—		5—6
88—92	0,5—1	—	—	—	—	—		—		4—6
88—94	—	1—2	—	—	—	—		—		5—7
0—40	5—8	—	0,5—1,5	—	—	—	0,5—0,7	—	> 80	4—5
0—40	2—3	6—10	0,5—1,5	—	—	—		—		4—6
0—40	2—4	—	0,5—1,5	—	—	—		—		4—6
0—40	1—3	—	0,5—1,5	—	—	—		—		4—6
0—40	—	10—14	0,5—1,5	—	—	—		—		5—7
0—40	5—8	—	—	—	—	—	0,5—0,7	—	>120	4—5
0—40	2—3	6—10	—	—	—	—		—		4—6
0—40	2—4	—	—	—	—	—		—		4—6
0—40	1—3	—	—	—	—	—		—		4—6
0—40	—	10—14	—	—	—	—		—		5—7
0—30	1,5—2,5	—	—	5,7	—	0,5	0,5 —0,25	>10	>120	3—4
0—30	1,5—3	—	—	6—8	10	0,3	0,15—0,20	> 8	> 70	3—4
0—30	1,5—3	—	—	5—6	—	—	0,20—0,25	>10	>120	3—4
—	1,5—3	—	—	7,5—10	—	—	0,20—0,25	>10	> 80	3,5—5,5
0—40	5—8	—	—	—	—	—	0,4—0,5	1,5—3	> 80	5—7
0—40	2—4	—	—	—	—	—				6—8
0—40	1—3	—	—	—	—	—				6—8
0—40	—	10—14	—	—	—	—				6—8
0—40	5—8	—	—	—	—	—	0,4—0,5	1,5—3	>100	5—7
0—40	2—4	—	—	—	—	—				6—8
0—40	1—3	—	—	—	—	—				6—8
0—40	—	10—14	—	—	—	—				6—8
—	1,5—3	—	3—4	—	—	—	0,5—0,6	6—8	> 80	5—6
99—99,5	0,5—1	—	—	—	—	—	0,35—0,45	—	> 60	4—5
98—99	—	1—2	—	—	—	—	—	—		4—6

De obicei, determinările se execută în laborator, după metodele binecunoscute tehnicienilor turnători. În mod frecvent se determină umiditatea, rezistența la compresiune în stare crudă, rezistența la tracțiune în stare uscată și permeabilitatea probelor crude sau uscate. În baza acestor caracteristici se obișnuiește să se indice calitatea amestecului.

În ultimul timp, în laboratoare rapide din străinătate, ca probă curentă de laborator pentru controlul amestecurilor, s-a introdus proba de deformare care este în legătură cu gradul de îndesare și cu tendința de sfărîmare după turnare și este independentă de rezistență [13]. Cu cît deformabilitatea este mai mare, cu atît amestecul se pretează mai bine la formarea pieselor complicate. În numeroase turnătorii din străinătate se conduce prepararea amestecului după obținerea unei valori constante a probei de deformare. La noi în țară, această probă este introdusă la Fabrica de băi și radiatoare din București. S-a constatat că creșterea conținutului de cuarț distrus prin ardere în amestec mărește rezistența la compresiune, în schimb amestecul devine friabil; aceasta impune necesitatea împrospătării prin adăugare de nisip cuarțos proaspăt. Proba de deformare, alături de proba de rezistență, este un indiciu prețios cu privire la cantitatea de nisip de împrospătare care trebuie adăugat amestecului folosit. Încercările făcute direct asupra formelor tasate sînt de o mare însemnătate practică. Aceste probe permit să se controleze uniformitatea caracteristicilor fizico-mecanice (rezistență, permeabilitate, duritate) în diferitele porțiuni ale formei. Uniformitatea formei depinde în mare măsură de proprietatea de a se tasa a amestecului, adică de felul de transmitere pe înălțime a forței aplicate [8].

Amestecuri de formare pentru turnarea fontei

Tabela 7

Denumirea amestecului	Modul de turnare	Caracteristicile piesei		Simbolul amestecului	Componenții amestecului, % greutate										Proprietăți tehnologice			
		greutate	grosime perete		nisip cuarțos 1C, 2C, 3C			nisip argilos			amestec folosit	lianți		antiaderenți	rezistența la compresiune la crud, kgf/cm^2	rezistența la tracțiune la probă uscată, kgf/cm^2	permeabilitatea	Umiditate, %
					06/02	03/01	02/006	06/02	03/01	02/006		bentonită	argilă	cocs petrol				
Amestec unic	forme crude	<100	<15	FF-C-11	—	—	5–10	—	—	—	88–94	1–1,5	—	0,5–0,7	0,5–0,7	—	30–60	4–5,5
				FF-C-12	—	—	—	—	—	5–10	88–94	0,5–1	—	0,5–0,7		—		4–6
			<40	FF-C-21	—	5–10		—	—	—	88–94	1–1,5	—	0,5–0,7	0,5–0,7	—	60–80	4–5,5
				FF-C-22	—	—	—	—	5–10		88–94	0,5–1	—	0,5–0,7		—		4–6
				FF-C-23	—	5–10		—	—	—	86–92	0,5–1	1–2	0,5–0,7		—		4–6
				FF-C-24	—	—	—	—	5–10		87–93	—	1–2	0,5–0,7		—		4–6
		100–500	<40	FF-C-31	—	5–10		—	—	—	88–93	1–1,5	—	0,6–0,8	0,5–0,7	—	60–100	4–5,5
				FF-C-32	—	—	—	—	5–10	—	88–93	0,5–1	—	0,6–0,8		—		4–6
				FF-C-33	—	5–10	—	—	—	—	86–91	0,5–1	1–2	0,6–0,8		—		4–6
				FF-C-34	—	—	—	—	5–10	—	87–93	—	1–2	0,6–0,8		—		4–6
		>500	<40	FF-C-41	5–10		—	—	—	—	88–93	1–1,5	—	0,7–0,9	0,5–0,7	—	80–100	4–5,5
				FF-C-42	—	—	—	5–10		—	88–93	0,5–1	—	0,7–0,9		—		4–6
				FF-C-43	5–10		—	—	—	—	86–91	0,5–1	1–2	0,7–0,9		—		4–6
				FF-C-44	—	—	—	5–10		—	87–93	—	1–2	0,7–0,9		—		4–6
Amestec de model	forme crude	<500	<40	FM-C-11	—	53–89		—	—	—	0–40	5–7	—	1,5–4	0,5–0,7	—	60–100	4–5
				FM-C-12	—	25–35		—	30–60		0–40	1,5–3	—	1,5–4		—		5–6
				FM-C-13	—	48–82		—	—	—	0–40	—	10–14	1,5–4		—		5–6
		>500	<40	FM-C-21	52–88		—	—	—	—	0–40	5–7	—	3–5	0,5–0,7	—	80–100	4–5
				FM-C-22	25–32		—	30–60		—	0–40	1,5–3	—	3–5		—		5–6
				FM-C-23	47–81		—	—	—	—	0–40	—	10–14	3–5		—		5–6
	forme uscate	<2 000	nelimitat	FM-U-11	53–89		—	—	—	—	0–40	5–7	—	1,5–4	0,4–0,5	1,5–3	60–100	5–7
				FM-U-12	25–35		—	30–60		—	0–40	1,5–3	—	1,5–4				6–8
				FM-U-13	—	—	—	—	56–94	—	0–40	1–2,5	—	1,5–4				6–8
				FM-U-14	—	48–82	—	—	—	—	0–40	—	10–14	1,5–4				6–8
		>2 000	nelimitat	FM-U-21	—	53–88	—	—	—	—	0–40	5–7	—	3–5	0,4–0,5	1,5–3	80–120	5–7
				FM-U-22	—	25–35	—	—	30–60		0–40	1,5–3	—	3–5				6–8
				FM-U-23	—	—	—	—	56–94		0–40	1–2,5	—	3–5				6–8
				FM-U-24	—	47–81	—	—	—	—	0–40	—	10–14	3–5				6–8
Amestec de umplutură				FU-1	—	—	—	—	—	—	99–99,5	0,5–1	—	—	0,35–0,45	—	>60	4–5
				FU-2	—	—	—	—	—	—	98–99	—	1–2	—		—		4–6

Amestecuri de formare pentru turnarea cuprului, aluminiului şi aliajelor lor *Tabela 8*

Metalul care se toarnă	Denumirea amestecului	Modul de turnare	Greutatea piesei	Simbolul amestecului	Componenţii amestecului, % greutate: nisip curaţos 2C şi 3C: 03/01	nisip curaţos 2C şi 3C: 02/006	nisip argilos: 03/01	nisip argilos: 02/006	amestec folosit	lianţi: bentonită	lianţi: argilă	păcură	Proprietăţi tehnologice: rezistenţa la compresiune la crud, kgf/cm²	rezistenţa la tracţiune la uscat kgf/cm²	permeabilitate	umiditate, %
Cupru şi aliaje de cupru	amestec unic	forme crude	<20	Cu-F-C-11	—	5—10	—	—	87—93	0,5—1	1—2	0,2—0,3	0,4—0,6	—	30—60	4—6
				Cu-F-C-12	—	—	—	5—10	87—93	0,5—1	—	0,2—0,3		—		4—6
				Cu-F-C-13	—	—	—	5—10	87—93	—	1—2	0,2—0,3		—		4—6
			>20	Cu-F-C-21	5—10		—	—	87—93	0,5—1	1—2	0,25—0,4	0,4—0,6	—	>50	4—6
				Cu-F-C-22	—	—	5—10		87—93	0,5—1	—	0,25—0,4		—		4—6
				Cu-F-C-23	—	—	5—10		87—93	—	1—2	0,25—0,4		—		4—6
	amestec de model	forme crude	nelimitat	Cu-M-C-11	35—88		—	—	0—60	1—3	5—8	1—1,5	0,4—0,6	—	>40	4—6
				Cu-M-C-12	31—84		—	—	0—60	—	8—14	1—1,5		—		5—7
				Cu-M-C-13	17—55		20—40		0—60	2—3	—	1—1,5		—		4—6
				Cu-M-C-14	—	—	38—95		0—60	1—3	—	1—1,5		—		4—6
		forme uscate	nelimitat	Cu-M-U-11	—	34—89	—	—	0—60	1—3	5—8	—	0,4—0,6	0,8—1,5	>30	5—7
				Cu-M-U-12	—	32—86	—	—	0—60	—	8—14	—				6—8
				Cu-M-U-13	—	18—57	—	20—40	0—60	2—3	—	—				6—8
				Cu-M-U-14	—	—	—	38—95	0—60	1—3	—	—				6—8
	amestec de umplutură	crud	—	Cu-U-C	—	—	—	—	99—100	—	0—1	—	0,35—0,5	—	>40	4—6
		uscat	—	Cu-U-U	—	—	—	—	98—100	—	0—2	—	0,35—0,5	—	>40	4—6
Aluminiu şi aliaje de aluminiu	amestec unic	forme crude	nelimitat	AF-C-11	—	4—8	—	—	89—94	0,5—1	1—2	—	0,4—0,6	—	25—60	4—6
				AF-C-12	—	—	—	4—8	91—95	0,5—1	—	—		—		4—6
				AF-C-13	—	—	—	4—8	90—95	—	1—2	—		—		4—6
	amestec de model	forme crude	nelimitat	AM-C-11	—	34—89	—	—	0—60	1—3	5—8	—	0,4—0,6	—	30—60	4—6
				AM-C-12	—	32—86	—	—	0—60	—	8—14	—		—		5—7
				AM-C-13	—	18—57	—	20—40	0—60	2—3	—	—		—		4—6
				AM-C-14	—	—	—	38—95	0—60	1—3	—	—		—		4—6
		forme uscate	nelimitat	AM-U-11	—	34—89	—	—	0—60	1—3	5—8	—	0,4—0,6	0,7—1,5	25—60	5—7
				AM-U-12	—	32—86	—	—	0—60	—	8—14	—				6—8
				AM-U-13	—	18—57	—	20—40	0—60	2—3	—	—				6—8
				AM-U-14	—	—	—	38—95	0—60	1—3	—	—				6—8
	amestec de umplutură	crud	—	AU-C	—	—	—	—	99—100	—	0—1	—	0,4—0,6	—	>30	4—6
		uscat	—	AU-U	—	—	—	—	98—100	—	0—2	—	0,4—0,6	—	>30	4—6

Un amestec are proprietăți slabe de tasare atunci cînd are tendința de a se aglomera în bulgări. În acest caz, amestecul este rigid și în porțiunile adînci și subțiri ale formei suprafața formei va prezenta porozități mari sub pelicula superficială în care va pătrunde metalul topit. Rezultatul este că suprafața pieselor devine necorespunzătoare, dimensiunile pieselor depășesc toleranțele admise, greutatea lor, prețul de curățare și prelucrare crește.

În țara noastră nu se practică încă metoda de încercare direct pe forme a caracteristicilor fizicomecanice ale amestecurilor.

O măsură eficace de îmbunătățire a capacității de formare constă în aerarea amestecului la ieșirea din amestecător. De asemenea, s-a constatat că amestecurile cu bentonită sodică asigură o transformare mai bună a forței de tasare decît cu cele calcice. Conținutul ridicat de umiditate și de praf în amestec reduce capacitatea de formare. În general, capacitatea de formare este mai bună atunci cînd amestecul apare mai uscat la pipăit.

Încercările clasice de laborator nu pun în evidență această proprietate, deoarece proba are o formă simplă, cu raportul diametru/înălțime = 1. Totuși, proba de laborator trebuie utilizată ca un ghid util, ca o sursă de date de bază pentru dozarea componentelor amestecului și pentru cercetări.

La intervale de timp mai mari, pentru elucidarea anumitor fenomene sau defecte sistematice apărute pe teren sau pentru control, se recomandă determinarea conținutului de levigabile și a granulației nisipului în amestecul de formare folosit.

La amestecurile activate se recomandă și determinarea periodică a pH-ului cu următoarele observații: determinarea dă indicații asupra calității amestecului numai cînd se lucrează cu aceleași materii prime, aceleași materiale de adaos și același activant. Nu se pot deci prescrie valori. Se indică două metode de determinare a pH-ului amestecurilor [10]:

— măsurarea directă a pH-ului; electrodul de sticlă se presează împreună cu electrodul de calomel în proba cilindrică executată la sonetă; pH-ul se determină la un pH-metru universal, verificat pe soluții etalon;

— măsurarea pH-ului în extrasul apos: 50 g amestec + 100 cm^3 apă distilată (cu pH = 7). Măsurările se fac cu același pH-metru, cu electrod normal de sticlă. Extrasul se agită puternic, iar citirile se fac două minute după introducerea electrozilor.

Observație: valorile pH-urilor determinate după cele două metode nu corespund. Se consideră ca fiind mai judicioasă prima metodă.

Concluzii — propuneri. Practica proiectării și urmărirea realizării în turnătoriile noastre, noi și modernizate, au arătat necesitatea unei clarificări și sistematizări în tehnica amestecurilor. Rezultatele obținute, coroborate cu datele din studiile de specialitate apărute în literatura tehnică mondială, conduc la stabilirea unor compoziții optime pentru amestecurile destinate formării întregii game de categorii de piese și metale cuprinse în profilul turnătoriilor noastre.

În tabelele 5, 6 și 7 sînt indicate rețetele pentru amestecurile recomandate pentru turnarea oțelului, fontei și neferoaselor în forme crude, uscate și uscate superficial, cu amestec de model sau cu amestec unic, și pentru piese de diferite greutăți. Simbolizarea amestecurilor s-a făcut cu simboluri avînd următoarea semnificație: în prima grupă de două litere, prima literă indică metalul turnat (O = oțel, F = fontă, Cu = cupru), A = aluminiu), iar a doua literă, felul amestecului (*F* = formă, *M* = model, *U* = umplutură). Litera din mijloc arată starea în care este forma la turnare (*C* = crudă, *U* = uscată, *S* = uscată superficial). Grupa de cifre care urmează este un număr de ordine pentru amestecuri.

În aceste tabele nu se indică carierele de nisip recomandate în diferitele cazuri, ci numai grupa și granulația. În tabela 1 s-au indicat, pe grupe și granulații, carierele exploatate în prezent în R.P.R., servind astfel de referință pentru tabelele 5, 6 și 7.

---

[1] Spravocinic po mașinostroitelnîm materialam, vol. I, Moscova, Mașghiz, 1959. [2] Spravocinic liteișcika, Moscova, Mașghiz, 1961. [3] *Dobrotvorski.* Îndrumător pentru amestecuri de formare și miezuri, 1957. [4] *Ștefănescu, Cl.* Îndreptar pentru turnători, București, Editura tehnică, 1960. [5] *Ștefănescu, Cl.* Materiale de formare pentru turnătorie. București, Editura tehnică, 1954. [6] *Budinski, T.* Metodă simplă de încercare la temperaturi ridicate a amestecurilor de formare și aplicare practică a rezultatelor obținute. Ind. metalurgică nr. 11, 1961. [7] Amestecuri de formare pentru turnătoria de oțel. In: Foundry, nr. 11, S.U.A., 1954. [8] *Dietert, H. W. Graham, R. T. și alții.* Proprietatea de a se forma amestecul și controlul formei. In: Modern Castings, sept. 1962. [9] *Savage, J., Mel, M.* Factori care afectează friabilitatea amestecurilor crude la uscarea la aer. În: British Foundryman, nr. 2, 1962. [10] Efectul compușilor chimici solubili asupra pH-ului și proprietăților amestecurilor de formare. B.C.I.R.A. nr. 3, 1961. [11] *Mat, A.* Formarea la crud a pieselor mari de oțel în S.U.A. În: Fonderie belge, nr. 1, 1961. [12] *Patterson—Boenisch.* Dependența între tendința de a forma defecte a amestecurilor crude și rezistența stratului de condensare. In: Giesserei, nr. 7, 1961. [13] *Shatter—Text.* O probă pentru controlul proprietăților amestecurilor de formare. În: Giesserei praxis, nr. 22, 1960.

CZ 621.747.581 : 678.643'42'5

Utilizarea rășinilor epoxidice la repararea pieselor turnate

Ing. HENRYK WASOWICZ
Institutul de turnătorie Cracovia, R. P. Polonă

În ultima vreme, într-o serie de țări ca U.R.S.S., R.D.G., R.S.C. și S.U.A. sînt aplicate pe scară mare metodele reparării pieselor turnate cu ajutorul materialelor sintetice.

Rășinile epoxidice fac parte din categoria rășinilor obținute prin policondensare. Materiile prime pentru fabricarea acestor rășini sînt: fenolul, acetona, glicerina și clorul. După condensare, se obțin, de obicei, rășini cu greutatea moleculară cuprinsă între 340 și 3 000. Întărirea rășinilor epoxidice turnate se face la temperaturi normale și la temperaturi ridicate (70—120°C), în ambele cazuri adăugîndu-se acceleratori de întărire (polimerizare). Printre avantajele rășinilor epoxidice sînt de menționat următoarele: umplerea bună a formelor; rezistența chimică bună; stabilitatea dimensională mare; proprietățile mecanice și fizice bune; contracții minime; adeziunea foarte bună; combinarea foarte bună pentru diferite materiale de umplutură; pasivitatea față de materialele de umplutură; prelucrabilitatea bună; ușurința modificării (înmuierii și diluării); ușurința vopsirii și pigmentării.

Rășini epoxidice pentru prepararea chiturilor. În principiu pentru prepararea chiturilor pot fi utilizate actualmente următoarele rășini epoxidice: epidian 3, epidian 4 și epidian 5. Aceste rășini diferă între ele prin conținutul de grupe epoxidice și prin viscozitate. Epidian 3 a fost una dintre primele rășini obținute în R. P. Polonă și timp de cîtiva ani ea a fost utilizată în industria electrotehnică. Rășina are grupe epoxidice (0,37—0,42 g echivalent/100 g). În funcție de temperatură, viscozitatea rășinii are următoarele valori: la 70°C — 300 cP; 80°C — 150 cP; 90°C — 80 cP; 100°C — 60 cP; 120°C — 25 cP.

În scopul micșorării viscozității rășinii se adaugă diverși diluanți: eter fenil- sau butilglicidic (activ) sau xilen, ftalatdibutilic (neactiv).

Pentru prepararea chiturilor pot fi adăugate diferite materiale de umplutură.

Rășina poate fi întărită la temperaturi ridicate, utilizîndu-se, drept acceleratori de polimerizare, anhidrida ftalică sau amine aromatice: *n* — fenilendiamina și metilendiamina. La temperatura de 120°C, timpul de întărire este de circa 24 h.

Întărirea se poate face la temperatură ambiantă (la rece), utilizîndu-se acceleratori de polimerizare, cum ar fi etilendiamina sau trietilentetramina.

Epidian 4 este o rășină care se întărește la rece cu ajutorul acceleratorului (dietilentriamina sau trietilentetramina). Conținutul de grupe epoxi este de 0,24—0,25 g echivalent/100 g.

Timpul de trecere în consistență gelatinoasă la temperatura de 20°C este de circa 40 min. Pentru întărirea rășinii se adaugă 8—10% accelerator de polimerizare în raport cu greutatea rășinii. Pe baza acestei rășini se prepară chiturile cunoscute sub denumirea de epidian 410, utilizate la chituirea defectelor de turnare.

Epidian 5 este o rășină lichidă cu viscozitate mică. Conținutul de grupe epoxi este de 0,49—0,52 g echivalent/100 g. Greutatea moleculară este de circa 370. În funcție de temperatură, viscozitatea are valorile următoare: la 20°C — 50 000 cP; 40°C — 2 500 cP, iar la 50°C — 850 cP.

Rășina este utilizată mai rar pentru prepararea chiturilor, în schimb, este utilizată la îmbibarea pieselor turnate și a celor laminate, adăugîndu-se adeseori diverși diluanți. Această rășină este utilizată, de asemenea, pentru prepararea adezivilor care se întăresc la rece.

Rășinile epoxidice pentru îmbibarea pieselor turnate sînt livrate sub formă de doi componenți separați: soluție de rășină și soluție de accelerator de polimerizare.

Solventul utilizat este eterul monometilic de glicol, care dizolvă bine rășina, precum și dicianodiamida și acetona, ciclohexanolul, alcoolul diacetonic etc., în diferite amestecuri. Prin amestecarea celor doi componenți se obține, în funcție de natura solvenților utilizați, o soluție limpede sau o emulsie lăptoasă. Pentru îmbibarea pieselor turnate se utilizează de cele mai multe ori emulsia.

Adezivul epidian 101 constituie o emulsie care conține un solvent organic. Acest adeziv este destinat în special etanșării pieselor turnate din fontă, aluminiu și alte aliaje. Etanșarea se face în vid, respectiv sub presiune. Adezivul se întărește la cald, la temperaturi de peste 130°C.

Adezivul epidian 102 se compune dintr-o soluție de rășină și o soluție de dicianodiamidă. Cele două soluții sînt notate cu literele A și B. Întărirea se face la temperatura de 130°C. Compoziția folosită pentru etanșare se prepară amestecîndu-se 100 părți de soluție A și 25 părți de soluție B.

Defectele pieselor turnate care pot fi reparate cu ajutorul materialelor epoxidice sînt următoarele: piese neumplute; rugozitate excesivă; neregularități ale suprafețelor; deformări superficiale; falduri; deteriorări locale; sufluri; urme imprimate; crăpături la cald; crăpături la rece; porțiuni desprinse; retasuri; neetanșeități; spărturi; îndepărtări neprevăzute ale materialului prin prelucrări necorespunzătoare etc.

Rășinile epoxidice se caracterizează printr-o adeziune mare la majoritatea materialelor, cu excepția unui număr redus de materiale sintetice. Există însă o singură condiție, și anume: suprafețele respective trebuie să fie perfect curate, uscate și lipsite de grăsimi.

Straturile de oxizi care pot lua naștere în timpul turnării trebuie să fie îndepărtate de suprafață prin sablare, iar în cazul lipsei instalațiilor de sablare, cu ajutorul periilor de sîrmă și al hîrtiei abrazive.

În cazul pieselor turnate din aliaje ușoare, adeziunea optimă a rășinii se obține la suprafețele decapate prin așa-numitul procedeu Pieckling. Acest procedeu constă în degresarea, urmată de decaparea piesei, într-o baie cu următoarea compoziție : 24 părți în greutate de acid sulfuric concentrat, avînd greutatea specifică 1,82 ; 7,5 părți în greutate bicromat de potasiu ($K_2Cr_2O_7$) ; 77 părți în greutate de apă distilată.

Decaparea se face la temperatura de 50—60°C timp de 20 min, după care urmează spălarea cu apă curentă și uscarea în aer sau în cuptor. De pe suprafețele curățate, respectiv decapate, trebuie să fie îndepărtate orice fel de urme de grăsime (ulei, unsori etc.) prin spălare cu tricloretilenă (tri), cu tetraclorură de carbon, acetonă, eter sau alți solvenți volatili.

În cazul în care este necesar ca rășina să nu adere pe anumite suprafețe ale piesei turnate, acestea pot fi unse, de exemplu, cu ulei siliconic sau cu lac de silicon.

Chiturile pentru repararea defectelor exterioare în cazul pieselor turnate din fontă au, ca principali componenți, rășina epoxidică epidian 3 sau epidian 4, acceleratorul de polimerizare Z_1 (trietilentetramina), solventul (xilen sau ftalatdibutilic), materialul de umplutură (cernut printr-o sită nr. 40), pulbere uscată de fontă.

Prepararea chitului se face în modul următor : 100 părți în greutate rășină epidian 3 sau epidian 4 se încălzesc la temperatura de 80—100°C, după care se adaugă 10 părți în greutate solvent și se amestecă bine. Totul trebuie să fie răcit apoi pînă la temperatura mediului ambiant, se adaugă 8—10 părți în greutate accelerator de polimerizare amestecîndu-se bine, apoi se adaugă 700—900 părți în greutate pulbere de fontă și se amestecă pînă la obținerea consistenței dorite a chitului.

Este de menționat faptul că adăugarea acceleratorului de polimerizare în rășina pură (înaintea adăugării pulberii metalice) permite obținerea unei compoziții omogene, iar în cazul modificării acestei succesiuni intervin anumite dificultăți în legătură cu amestecarea bună a acceleratorului de polimerizare cu masa de rășină și pulberea.

De asemenea, se atrage atenția asupra faptului că, pentru repararea defectelor de turnare de pe suprafețele verticale, se adaugă la compoziția de mai sus circa 0,5—1,0% silice coloidală „areosil". Acest lucru permite obținerea unui chit cu rigiditate mare.

Chiturile pentru repararea defectelor exterioare de pe piesele turnate din oțel diferă de cele folosite la fontă prin faptul că, în locul pulberii de fontă, se utilizează drept material de umplutură pilitură curată de oțel, cernută în cantitate de 700—900 părți în greutate pentru 100 părți în greutate rășină. Ceilalți componenți, precum și metoda de preparare, sînt aceiași ca la piesele turnate din fontă.

Chiturile pentru repararea defectelor exterioare ale pieselor turnate din aliaje de aluminiu sînt preparate folosindu-se drept material de umplutură pulberea de aluminiu curată.

În principiu, cantitatea de pulbere de aluminiu adăugată la rășina epoxidică variază între 75 și 100 părți în greutate pentru 100 părți în greutate de rășini.

Chiturile pentru repararea defectelor exterioare pe piese turnate din aliaje de cupru au, ca principal material de umplutură, pulberea de bronz. Pentru repararea defectelor în cazul pieselor de bronz se adaugă circa 10—15% pulbere de cupru. Cantitatea de pulbere adăugată variază între 800 și 900 părți în greutate pentru 100 părți în greutate de rășină, în funcție de consistența dorită.

Defectele apărute după prelucrarea mecanică a pieselor turnate din fontă pot fi reparate cu un chit conținînd următoarele materiale de umplutură : pulbere de fier — 10 părți în greutate ; pulbere de cositor — 90 de părți. În proporțiile indicate mai sus, pulberile pot fi amestecate dinainte, fiind apoi adăugate în timpul preparării chitului în cantități de 800—1 000 părți în greutate pentru 100 părți în greutate de rășină, în funcție de consistența de rupere.

Compoziția pulberilor de umplutură folosite la prepararea chitului destinat reparării pieselor prelucrate din oțel turnat este următoarea : pilitură de oțel — 2 părți în greutate ; pulbere de cositor — 96 părți ; pulbere de fier — 2 părți.

Cantitatea de pulbere din chitul preparat trebuie să varieze între 700 și 900 părți de greutate pentru 100 părți în greutate rășină, în funcție de consistența dorită a chitului.

Se menționează că pilitura de oțel trebuie să fie curată, uscată, degresată și cernută.

În cazul aliajelor neferoase, pe suprafețele prelucrate nu a fost posibilă pînă în prezent obținerea luciului corect.

Pentru aplicarea chiturilor de diferite tipuri pe piesele turnate sînt utilizate, șpaclurile arătate în figura 1. Pentru a preîntîmpina eventuala scurgere a chitului de pe suprafețele înclinate sau verticale se recomandă ca, în zonele din vecinătatea defectului, să fie lipite bucăți de hîrtie (cît mai groase), care împiedică scurgerea liberă a chitului.

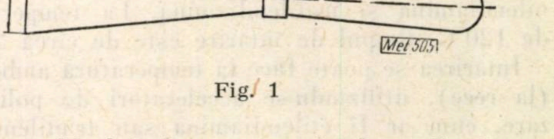


Fig. 1

De asemenea, se recoamndă ca locurile crăpate să fie acoperite cu țesătură de sticlă îmbibată cu chit în scopul etanșării și al întăririi suplimentare. Schema unei asemenea reparații este reprezentată în figura 2, unde *1* este rășină epoxidică ; *2* — straturi, unul sau două, de țesătură de sticlă îmbibată cu rășină epoxidică. Numărul de straturi de țesătură de sticlă depinde de rezistența necesară ; în general, sînt suficiente 2—3 straturi de țesătură de sticlă. În efectuarea acestor operații trebuie să se acorde o atenție deosebită degresării perfecte a suprafețelor care urmează să intre în contact cu țesătura de sticlă.

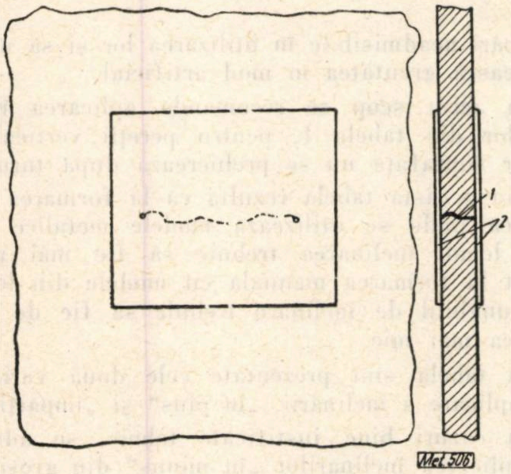


Fig. 2

Pentru repararea defectelor interne ale pieselor turnate, cum ar fi suflurile, fisurile intercristaline sau alte defecte care ies în evidență în cadrul probelor de etanșeitate, se utilizează rășina epoxidică epidian 101, partea *A*, cu acceleratorul de polimerizare *B*. Densitatea adezivului epidian 101 trebuie să fie $g = 1{,}035$, iar densitatea acceleratorului $g = 0{,}95$. Compoziția preparatului este următoarea : 100 părți în greutate rășină (partea *A*) și 25 părți în greutate accelerator (partea *B*). Prepararea trebuie să se facă într-un vas metalic curat. Ambii componenți trebuie să fie bine amestecați pînă la obținerea unei emulsii omogene, în care să nu apară dungi vizibile de accelerator în rășini. În acest scop, se poate utiliza aerul comprimat, cufundîndu-se capătul unui tub de aer comprimat în emulsii.

Densitatea emulsiei preparate nu trebuie să depășească 1,040. Diluarea emulsiei se face cu acetonă. După terminarea lucrului, vasul cu rășină trebuie să fie închis ermetic și depozitat într-un loc răcoros.

Degresarea completă se poate obține prin saturare. Pentru îmbibarea sub presiune, piesele bine degresate și uscate sînt așezate în dispozitiv, se închid toate capacele și se verifică, cu ajutorul aerului comprimat, etanșarea corectă a piesei în dispozitiv. Apoi piesa este umplută cu compoziția de etanșare care este presată spre locurile cu defecte, la o presiune de circa 5—7 at. Această presiune este exercitată timp de 10 min, apoi se reduce presiunea pînă la valoarea normală, iar compoziția este scursă în rezervor. Piesa turnată este scoasă după aceea din dispozitiv, după care este lăsată la temperatura mediului ambiant timp de circa două ore, în vederea evaporării preliminare a solventului.

Piesele turnate sînt introduse apoi într-un uscător cu reglaj automat al temperaturii.

Timpul de întărire a rășinii depinde de temperatură.

La temperatura de 150°C, timpul de întărire este de 5 ore ; la 160°C, timpul de întărire este de 4 ore ; la 170°C, timpul de întărire este de 2,5 ore.

În cazul în care proba de control efectuată după impregnare indică existența unor neetanșeități, se repetă etanșarea pînă la obținerea unor rezultate satisfăcătoare.

Piesele reparate pot fi prelucrate cu ajutorul sculelor folosite la prelucrarea manuală a metalelor. Prelucrarea în sine nu implică nici un fel de dificultăți. Locurile reparate pot fi prelucrate prin strunjire, găurire, frezare, rabotare și rectificare. Se recomandă prelucrarea cu turații mici (240—400 rot/min), cu unghiuri de degajare de 17° și cu avansuri de 0,5—0,2 min/rot. La repararea pieselor supuse prelucrării se obține în general un luciu satisfăcător al suprafețelor.

Proprietățile locurilor reparate nu au fost încă cercetate în mod amănunțit. În general, se poate afirma că locurile reparate sînt rezistente la acțiunea agenților corosivi într-o măsură mult mai mare decît materialul propriu-zis al piesei turnate.

În funcție de natura chitului utilizat, duritatea locurilor reparate este cuprinsă între 14 și 20 HB. Această duritate este mult mai mică decît aceea a materialului pieselor turnate.

În practică, s-a constatat că piesele turnate reparate cu ajutorul chiturilor preparate pe bază de rășini epoxidice pot fi utilizate pînă la temperaturi de 100°C.

La utilizarea lianților epoxidici trebuie să se acorde o atenție deosebită igienei muncii. În timpul lucrului trebuie să se utilizeze mănuși de cauciuc, iar în timpul amestecării compoziției cu acceleratorul de polimerizare este necesară utilizarea ochelarilor de protecție. Mîinile trebuie să fie spălate în mod frecvent cu apă caldă și săpun.

Metoda de reparare a pieselor turnate cu ajutorul chiturilor pe bază de rășini epoxidice constituie un procedeu universal, aplicabil în cazul marii majorități a defectelor. Aplicarea acestei metode trebuie să fie precedată însă de o verificare amănunțită a situației, de preferință la întreprinderile care folosesc piesele turnate, și nu la turnătoria respectivă.

Domeniul de aplicare a rășinilor epoxidice este limitat de rezistența la temperaturi înalte. Utilizarea chiturilor pentru umplerea porțiunilor defecte ale pieselor turnate este recomandată numai cînd în zonele respective nu intervin solicitări punctiforme, iar suprafața defectului este relativ mică în comparație cu suprafața activă a piesei.

CZ 621.72-75

Măsuri și dispozitive pentru protecția modelelor la demulare și transport

Ing. C. PANCU
U.C.M. – Reșița

Confecționarea modelelor reclamă o muncă de înaltă calificare.

Modelele confecționate nerațional atît din punctul de vedere al tehnologiei cît și al îmbinărilor insuficient de rezistente duc la o distrugere prematură și ca o consecință a acesteia ele trebuie să fie reparate sau înlocuite. Aceasta contribuie la ridicarea prețului de cost al pieselor turnate în mod artificial și, în plus, produce întîrzieri și greutăți în producție.

Desigur că viața unui model nu depinde numai de condițiile de execuție în modelărie, ci și de modul de folosire și de păstrare a lor în turnătorii.

În articol se arată măsurile principale pe care trebuie să le respecte atelierele de modelărie la confecționarea modelelor, pentru ca durata de utilizare a acestora să fie cît mai lungă.

Pe lîngă o îmbinare corectă și rezistentă a părților componente ale modelului, trebuie ca modelarul să prevadă înclinări la pereții verticali și dispozitive pentru protecție la demulare și transport.

Înclinările trebuie să fie astfel alese, încît dimensiunile pieselor turnate să nu prezinte modificări neadmisibile în utilizarea lor și să nu le mărească greutatea în mod artificial.

În acest scop se recomandă aplicarea înclinărilor din tabela 1, pentru pereții verticali a căror suprafață nu se prelucrează după turnare.

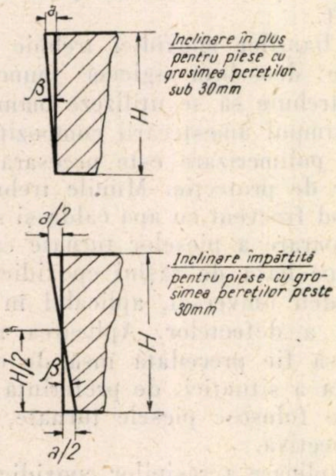
Din această tabelă rezultă că la formarea mecanică unde se utilizează modele metalice sau din lemn, înclinarea trebuie să fie mai mică decît la formarea manuală cu modele din lemn, iar unghiul de înclinare trebuie să fie de asemenea mai mic.

În tabelă sînt prezentate cele două variante de aplicare a înclinării, „în plus“ și „împărțită“.

În cazuri bine justificate tehnic, se admite și aplicarea înclinărilor „în minus“ din grosimea piesei, pentru a nu rezulta piese turnate sub cotele prescrise în desen.

Pentru suprafețele pereților verticali care urmează să fie prelucrați mecanic, înclinarea se alege astfel: la înălțimea *H* pînă la 500 mm „în plus“ peste adaosul de prelucrare (tabela 1); la înălțimea *H* peste 500 mm, „în minus“ din adaosul de prelucrare pînă la 25% din acesta.

Tabela 1

	Înălțimea peretelui *H*, mm	Înclinări maxime					
		Modele metalice (Formare mecanică)		Modele din lemn			
				Formare mecanică		Formare manuală	
		a, mm	β	*a*, mm	β	*a*, mm	β
 a β H Inclinare în plus pentru piese cu grosimea pereților sub 30mm a/2 Inclinare împărțită pentru piese cu grosimea pereților peste 30mm H/2 β H a/2	pînă la 20	1	3°	1	3°	1	3°
	20— 50	1,15	1°15′	1,5	1°30′	1,2	1°30′
	50— 100	1,25	0°45′	1,8	1°0′	1,5	50′
	100— 200	1,5	20′30″	2	0°40′	1,8	40′
	200— 300	1,8	20′	2,2	20′30″	2	20′30″
	300— 500	2	10′30″	2,5	20′	2,5	20′
	500— 800	—	—	—	—	3	10′45″
	800—1 000	—	—	—	—	3,5	10′30″
	1 000—1 200	—	—	—	—	4	10′
	peste 1 200	—	—	—	—	pereți demontabili	

Organele C.T.C. sînt obligate să verifice, înainte ca acestea să fie expediate la turnătorie, dacă modelele acestea au înclinările executate corect. La expediere la turnătorii nu se admit modele cu pereții verticali fără înclinări sau cu înclinări inverse, decît în cazuri cu totul speciale.

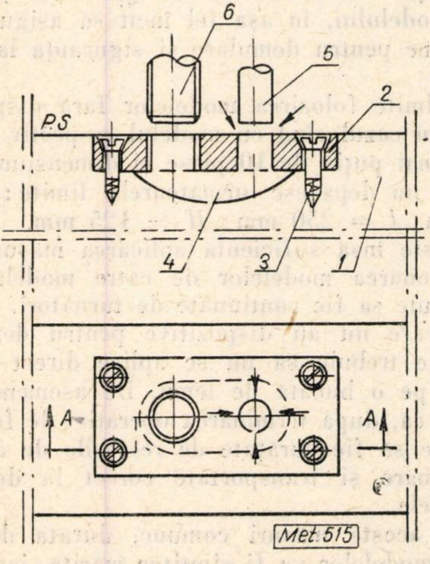


Fig. 1

Pentru ca loviturile de scuturare, ce se aplică pe model pentru dislocarea lui din formă, să nu deterioreze modelul prematur de lucru, este necesar să se prevadă dispozitive pentru protecția la demulare și transport. La construcția modelului, modelarul trebuie să stabilească care sînt locurile cele mai potrivite din punctul de vedere al rezistenței pentru plasarea dispozitivului de protecție care să preia loviturile de scuturare și care să fie îmbinate solid cu baza modelului. Pentru îmbinare și consolidare se folosesc în acest scop diferite piese de întărire (stele, nervuri etc.), care formează corp comun cu baza modelului. Pe aceste locuri se fixează dispozitive care pot fi sub formă de placă, bridă sau centură. Se pot folosi orice forme de dispozitive, cu condiția să corespundă scopului urmărit.

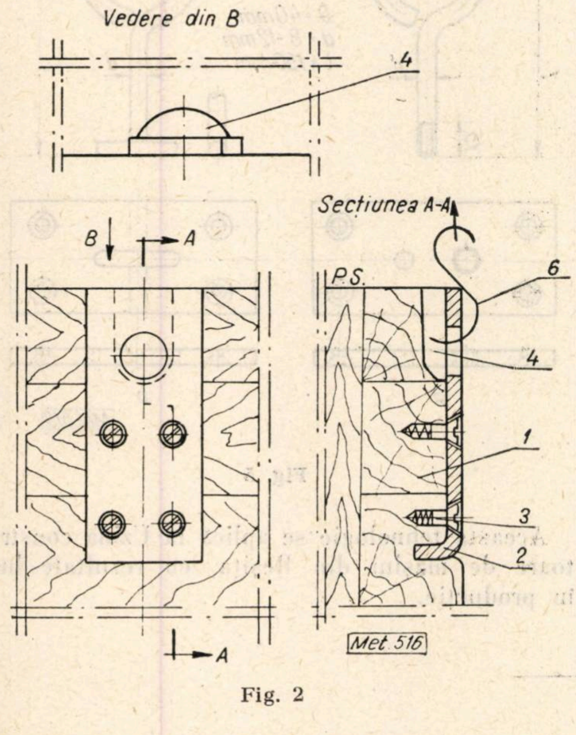


Fig. 2

În figura 1 se arată modul de fixare a plăcilor orizontale, iar în figura 2 a plăcilor verticale (*1* — model ; *2* — placă metalică ; *3* — șurub ; *4* — gol ; *5* — bară în care se aplică loviturile pentru dislocare; *6* — cîrlig pentru demulare).

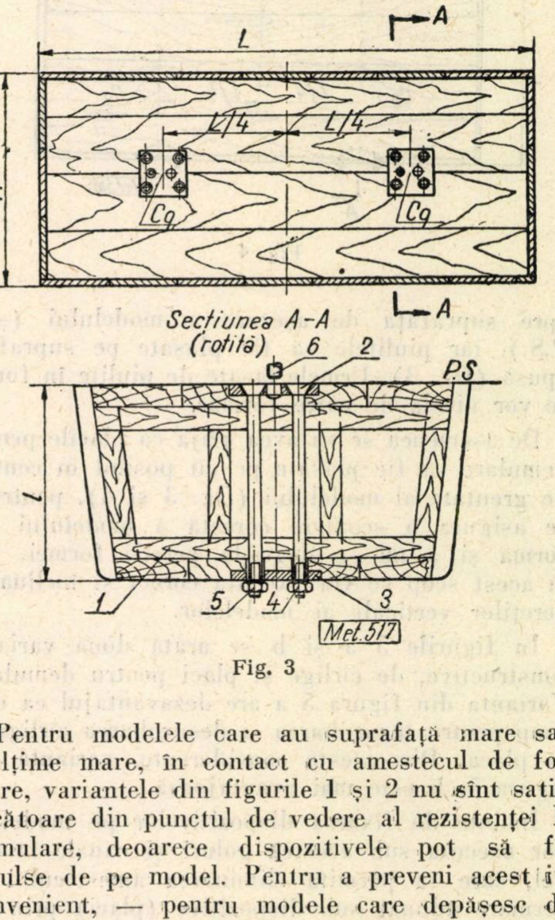


Fig. 3

Pentru modelele care au suprafață mare sau înălțime mare, în contact cu amestecul de formare, variantele din figurile 1 și 2 nu sînt satisfăcătoare din punctul de vedere al rezistenței la demulare, deoarece dispozitivele pot să fie smulse de pe model. Pentru a preveni acest inconvenient, — pentru modele care depășesc dimensiunile de gabarit : $L = 1\,000$ mm ; $l = 500$ mm și H 200 mm —, se recomandă fixarea dispozitivelor, ca în figura 3, în care : *1* este baza modelului ; *2* — șurub cu cap înecat ; *3* — placă metalică ; *4* — inel Grower ; *5* — piuliță ; *6* — cîrlig pentru demulare ; C_g — centrul de greutate, sau figura 4 în care : *1* — baza modelului ; *2* — șurub ; *3* — dispozitiv sub formă de centură, după caz. Varianta din figura 4 se folosește pentru modele cu înălțime mare, asigurînd condiții bune pentru demulare și, totodată, deplină siguranță la transportul cu podurile rulante, în atelierele de formare.

Se va avea grijă ca plăcile să fie întotdeauna îngropate în model, iar suprafaţa de aşezare a modelului pe planşeta de formare să fie dreaptă, adică şuruburile să fie plasate cu capul înecat spre suprafaţa de aşezare a modelului (spre P.S.), iar piuliţele să fie plasate pe suprafaţa opusă (fig. 3). Urmele lăsate de piuliţe în formă se vor nivela de către formar.

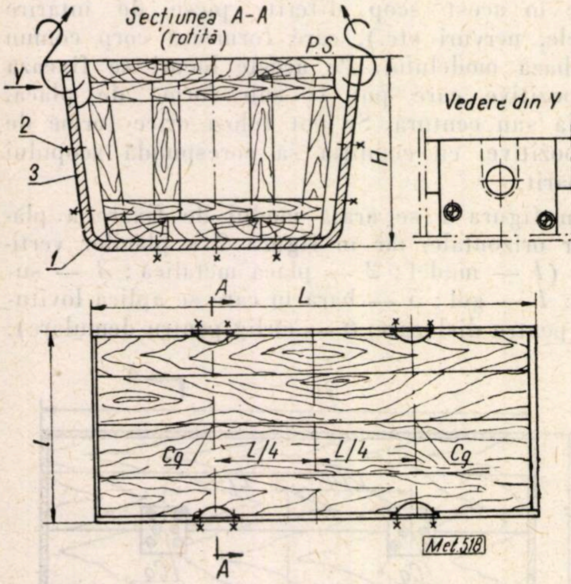


Fig. 4

De asemenea se va avea grijă ca plăcile pentru demulare să fie plasate pe cît posibil în centrul de greutate al modelului (fig. 3 şi 4), pentru a se asigura o scoatere corectă a modelului din formă şi a nu se degrada pereţii formei. Tot în acest scop se vor executa corect şi înclinările pereţilor verticali ai modelelor.

În figurile 5 a şi b se arată două variante constructive, de cîrlige şi plăci pentru demulare. Varianta din figura 5 a are dezavantajul că cere timp pentru înşurubarea şi deşurubarea cîrligului în placă. Din aceste considerente, varianta din figura 5, b este mai avantajoasă.

Înainte de fixarea dispozitivelor pe model se vor executa sub acestea goluri şi canale în model, care să permită eliminarea amestecului de formare adunat sub dispozitive (plăci) prin suflare cu aer (fig. 1 şi 2).

Dispozitivele trebuie să fie bine fixate pe model pentru a nu fi smulse la demulare şi în special în vederea asigurării transportului modelelor cu podurile rulante în sectorul de formare, în condiţii de siguranţă, conform normelor de protecţie a muncii.

Dimensiunile şi numărul dispozitivelor ce urmează a fi fixate pe un model se aleg de către modelar împreună cu tehnologul — pe bază de experienţă —, în funcţie de gabaritul şi greutatea modelului, în aşa fel încît să asigure condiţii bune pentru demulare şi siguranţă la transport.

Se admite folosirea modelelor fără dispozitive numai în cazul cînd cu modelul respectiv se formează mai puţin de 10 piese şi dimensiunile modelului nu depăşesc următoarele limite: $L = 500$ mm; $l = 250$ mm; $H = 125$ mm.

Nu este însă suficientă aplicarea măsurilor la confecţionarea modelelor de către modelărie, ci ele trebuie să fie continuate de turnători. La modelele care nu au dispozitive pentru demulare, loviturile trebuie să nu se aplice direct pe model, ci pe o bucată de lemn. De asemenea este necesar ca, după terminarea operaţiei de formare, modelele să fie curăţate de resturile de amestec de formare şi transportate corect la depozitul de modele.

Prin aceste măsuri comune, durata de utilizare a modelelor va fi simţitor mărită, iar preţul de cost al pieselor turnate se va micşora.

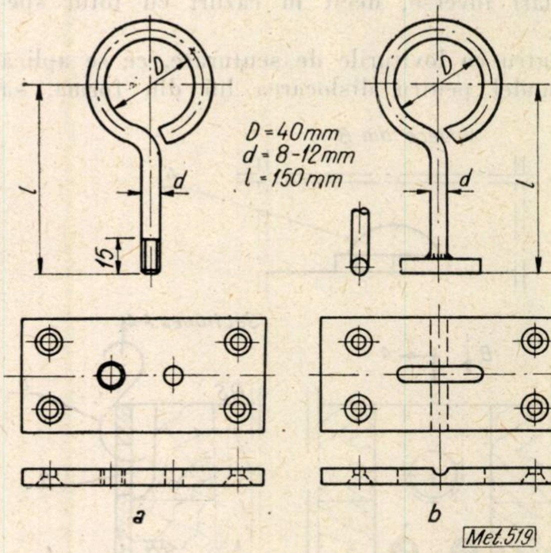


Fig. 5

Această tehnologie se aplică la Uzina constructoare de maşini din Reşiţa, cu rezultate bune în producţie.

CZ 669.046 : 621.317.331

Instalație pentru măsurarea rezistivității electrice sub vid la diferite temperaturi ale metalelor și aliajelor

I. ROMANCIUC

La Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R. s-a conceput o instalație pentru studiul rezistivității electrice la cald a aliajelor, prin care să se asigure buna desfășurare a controlului riguros al temperaturii, vidului de 10^{-3} col. Hg, presiunii, debitului gazelor inerte sau oxidante, precum și al menținerii conductoarelor la temperatura aproximativă a camerei în condiții similare celor din practică (fig. 1).

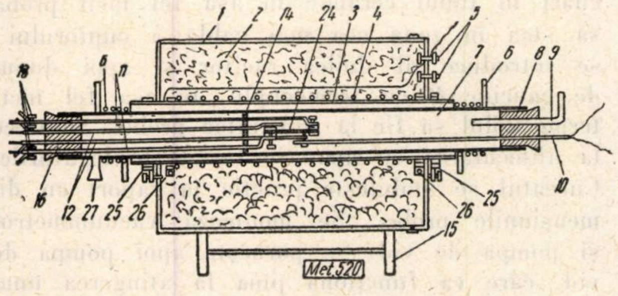


Fig. 1

Descrierea instalației. Instalația cuprinde un cuptor pentru încălzit probele *1*, avînd lungimea de 600 mm și diametrul exterior al carcasei de 400 mm, izolat termic cu fulgi de azbest *2*, un tub ceramic *3* cu diametrul de 90 mm și lungimea de 700 mm, pe care se bobinează o rezistență spiralată de nichel-crom cu diametrul sîrmei de 0,8 mm *4*, care sînt montate pe un suport de metal *15*.

Tubul ceramic *3* este prins la capetele exterioare de carcasa cuptorului prin două coliere *25* de oțel cu două șuruburi de strîngere și prindere, iar în interior are două coliere de oțel inoxidabil *26*, cu care se fixează capetele rezistenței. Pe carcasa cuptorului sînt montate două borne de legătură *5*, între rezistența de încălzire și cordonul de la autotransformator, izolate de carcasă prin rondele ceramice.

Tubul de cuarț *7*, lung de 900 mm, cu diametrul de 70 mm, șlefuit la capete pentru fixarea dopurilor de cauciuc *8*, *16* (fig. 3 și 4), are sudat la un capăt un ștuț invers conic pentru evacuarea gazelor sau pentru fixarea vacuummetrului ; dopul *8* are două găuri : una de 6 mm, pentru termocuplul *10*, iar a doua de *12* mm, pentru conducta de vid *9 ;* dopul *16*, are patru găuri de cîte *9* mm, prin care se introduc bornele de contact și înregistrare *12* și barele de prindere a probei și de alimentare cu curent *11*.

Barele de prindere a probei și de aducere a curentului sînt confecționate din țeavă de cupru, cu lungimea totală (cu cap de prindere) de 700 mm și diametrul de *10* mm, iar la capul din exterior au un ștuț de cupru *20* pentru ieșirea apei de răcire (fig. 2) și un șurub pentru legătura cu puntea *13*. La capătul din interior are sudată o bucșă de oțel inoxidabil cu diametrul exterior de 10 mm, diametrul interior de 6 mm și lungimea de 80 mm *18*, cu un șurub de fixare a capului de prindere *19*.

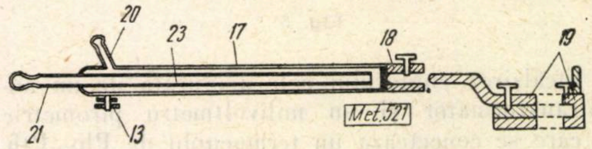


Fig. 2

În interiorul țevii de 10 mm se introduce o țeavă de 6 mm *23* pînă aproape de fundul celei de 10 mm, iar la partea din afară se sudează ștuțul pentru intrarea apei de răcire *21*. Barele pentru înregistrarea rezistenței *12* sînt confecționate identic cu barele de prindere *11*, avînd în loc de dispozitiv de prindere, un dispozitiv cu șuruburi de contact cu proba.

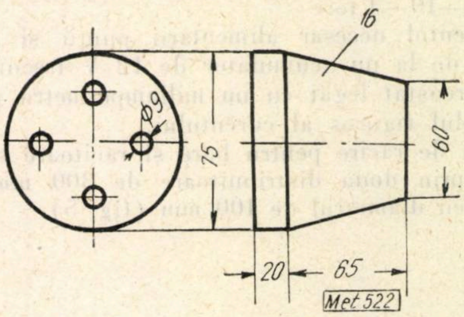


Fig. 3

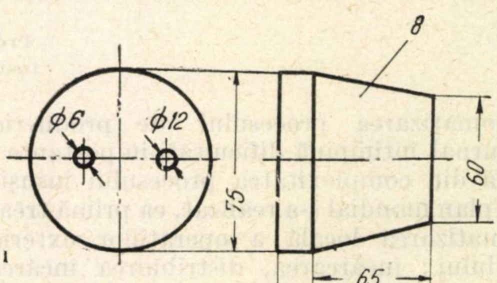


Fig. 4

Capetele de prindere și contact se confecționează din oțel inoxidabil, după dimensiunile și profilul probei; ele nefiind răcite ating aproximativ temperatura probei. Paralelismul barelor se asigură printr-un inel ceramic cu patru găuri *14*, montat pe conductoare în apropierea probei.

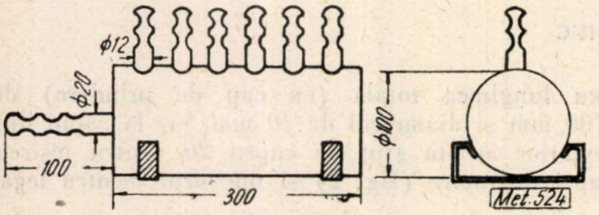


Fig. 5

Încălzirea cuptorului este asigurată de un autotransformator și un milivoltmetru pirometric la care se conectează un termocuplu de Ph—Pth cu un regulator de temperatură și dispozitivul de avertizare optic sau acustic în camera semiobscură unde se montează puntea și galvanometrul de zero.

Asigurarea vidului se face cu o pompă de difuzie tip O 32/3, cu 700 m^3/h debit de aspirație la 10—4 tori. Pentru măsurarea gazelor inerte sau oxidante se folosește un debitmetru, iar pentru controlul vidului se utilizează un vacuummetru Moser, cu trei domenii de măsurare, de la 100—10—4 tori.

Curentul necesar alimentării punții și probei se ia de la un acumulator de 12 V trecut printr-un reostat legat cu un miliampermetru pentru controlul riguros al curentului.

Apa de răcire pentru bare și răcitoare se asigură prin două distribuitoare de 300 mm lungime, cu diametrul de 100 mm (fig. 5).

Dopurile de cauciuc se confecționează ca în figurile 3 și 4, șlefuite, pentru asigurarea etanșeității.

Modul de lucru. Se prinde proba de măsurat cu capetele de prindere *19*, strîngîndu-se cu șuruburile de fixare. Se reglează capetele cu șuruburile de contact la distanța cerută și se fixează, după ce în prealabil s-au bătut două puncte cu un cherner fin, asigurîndu-se astfel un contact stabil și perfect. Se unge dopul *16* cu vaselină pentru vid, se introduce în tubul de cuarț în așa fel încît proba să fie la mijlocul tubului, mișcîndu-se la dreapta și la stînga, și împins ușor spre interior pentru a se fixa cît mai bine pe tub. Se introduce răcitorul pînă la capul tubului.

După această operație se introduce tubul de cuarț în tubul ceramic în așa fel încît proba să stea în zona cea mai caldă a cuptorului; se introduce al doilea răcitor și apoi dopul de cauciuc *8* cu termocuplu, în așa fel încît termocuplul să fie la jumătatea probei. Se trece la alimentarea cu apă. Se fac toate legăturile. Curentul se stabilește practic în raport cu dimensiunile probei. Se montează vacuummetrul și pompa de vid. Se pornește apoi pompa de vid, care va funcționa pînă la atingerea unui vid de 10^{-2} col. Hg, apoi se trece la reglarea punții și stabilirea curentului de lucru, se deschide contactul pentru încălzirea cuptorului și se reglează temperatura dorită.

După ce semnalul de alarmă avertizează că s-a atins temperatura stabilită, se poate trece la măsurile necesare.

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

CZ 669.162.28:621-52

Conducerea optimizată a furnalelor

Prof. P. DUMITRAȘCU
Institutul politehnic București

Automatizarea procesului de producție la furnal întîmpină dificultăți importante care derivă din complexitatea procesului însuși.

Pe plan mondial s-a realizat, ca primă treaptă, automatizarea locală a operațiilor exterioare furnalului: încărcarea, distribuirea încărcăturilor pe conul mare, alimentarea cu aer și preîncălzirea acestui aer.

De asemenea, se studiază și se experimentează, ca treaptă superioară, automatizarea locală a operațiilor în completare: colectarea dozelor de materiale care compun încărcăturile, obținerea fontei la analiza prescrisă, realizarea regimului termic stabilit pentru furnal, distribuția uniformă a fluxului de aer și de gaze pe verticala cuvei și reglarea vitezei de coborîre a materialelor încărcate în cuvă.

În final se urmărește conducerea automată a funcționării furnalului, adică comanda și controlul automat al parametrilor funcționali ai procesului de elaborare, urmărindu-se în perspectivă și optimizarea acestui proces ca economicitate permanentă.

Pentru aceasta este necesară relația matematică: 1 — între parametrii caracteristici ai funcționării; 2 — a limitării variației acestor parametri; 3 — a criteriului selecționat pentru optimizare.

Aceste relații sînt foarte dificile, atît ca tematică, cît și ca matematică.

Primele două relații, decurgînd din necesitățile tehnice, au obținut anumite soluționări care au permis verificări experimentale, tinzînd la conducerea automată sau la conducerea consiliată a furnalului.

Ultima relație însă, care să încorporeze și pe primele două, vizînd la conducerea optimizată a furnalului, încă n-a făcut obiectul unei comunicări în literatura de specialitate.

În studiul de față s-a urmărit stabilirea relației matematice a criteriului de optimizat, plecînd de la principiul procesului din furnal: transfer de oxigen între cei doi curenți care străbat furnalul în sens invers, pe bază de transfer de căldură exprimat de legea lui Fourier.

*

Sectoarele de furnale sînt mecanizate și dotate cu o automatizare simplă, adică locală, pe operații (fig. 1) : 1 — încărcarea, cu alegerea programului de încărcare ; 2 — distribuirea încărcăturilor pe conul mare ; 3 — reglarea debitului de vînt, și 4 — încălzirea cauperelor și schimbarea lor.

Aceste automatizări reprezintă un minim care asigură o funcționare rațională și o productivitate normală în condițiile de exploatare locale.

Ca treaptă superioară urmează, în ordinea necesităților tehnologice, să se regleze automat (fig. 1) : 5 — dozarea colectării încărcăturilor ; 6 — compoziția fontei de obținut ; 7 — regimul termic al furnalului ; 8 — distribuția fluxului de aer și de gaze pe secțiunile cuvei, și 9 — viteza de coborîre a materialelor încărcate în cuvă.

În figura 1, numerele 1—9 localizează automatizările.

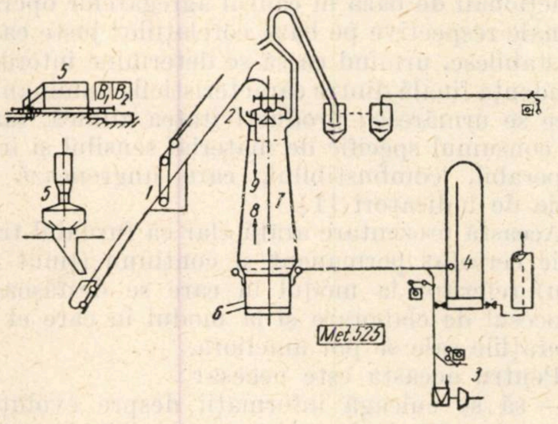


Fig. 1

În final urmează automatizarea complexă a mersului furnalului, adică stabilirea automată și menținerea operativă a corelațiilor optime dintre procesele locale independente menționate mai sus.

Deoarece automatizările superioare (5, 6, 7, 8, 9) nu sînt încă în exploatare la noi în țară, le expunem aici schițat, în scop de referință pentru argumentarea considerațiilor care le facem.

— ad 5. Dozarea colectării încărcăturilor cu vagonul cîntar (de altfel ca și cu banda rulantă) este automatizabilă printr-o serie de limitatoare de cursă care se montează pe cadrul inferior al vagonului, corespunzătoare cu riglele respective de pe buncăre care închid contactele circuitelor de comandă : frînare, oprire, încărcare, pornire, accelerare. Capul cîntar este organizat pentru programarea dozelor de colectat de la buncărele designate.

— ad 6. Compoziția fontei de obținut este automatizabilă cu ajutorul unei game de mijloace de control automat și continuu al compoziției materialelor, al topiturilor din furnal (fonta și zgura) și al prafului din gaz, precum și de un calculator ; calculatorul stabilește dozele de materiale corespunzătoare pe baza balanței de materiale din patul de fuziune și dă continuu comenzile la dispozitivul de cîntărire a componenților încărcăturii care, astfel, se integrează în circuitul de încărcare automatizat anterior.

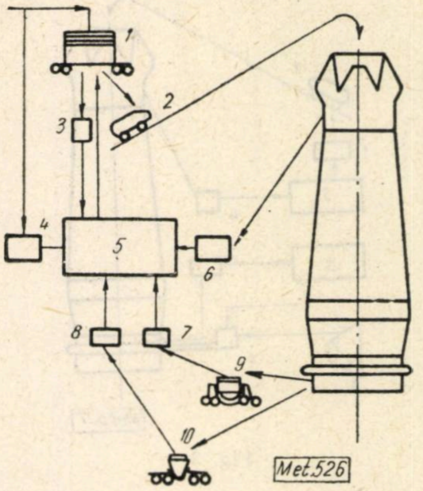


Fig. 2

Figura. 2 : *1* — cîntarul ; *2* — elevatorul ; *3* — dozatorul gravimetric ; *4* — analizatorul materialelor încărcăturilor ; *5* — calculatorul patului de fuziune ; *6* — dozatorul de praf din gaz ; *7* — analizatorul zgurei ; *8* — analizatorul fontei ; *9* — oala de zgură ; *10* — oala de fontă.

— ad 7. Regimul termic al furnalului este reglat în prezent de operator numai prin controlul compoziției fontei și culoarea zgurei în spărtură și după luminozitatea la gurile de vînt, deoarece calculul continuu al bilanțului termic instantaneu al procesului de elaborare care are loc în furnal pe baza distribuției temperaturilor în spațiul util al furnalului constituie problema cea mai complicată în automatizarea acestui proces.

Comparația cu regimul termic la cuptorul Martin nu este posibilă deoarece procesul de elaborare a oțelului pe șarje este compus din faze în care se poate interveni cu corecții directe de la cauză la efect, în timp ce elaborarea fontei în furnal este un proces continuu, în vas închis, în care nu se poate interveni decît la cele două extremități și cu efecte complexe și întîrziate.

— ad 8. Distribuția fluxului de gaze în furnal este automatizată printr-un sistem mixt de repartizare uniformă a vîntului suflat între gurile de vînt, precum și de repartizarea încărcăturilor din elevator (minereu — cocs) pe secțiunea furnalului în ciclurile de încărcare respective, față de repartizarea fluxului de gaze constatată la nivelul superior al încărcăturii din furnal.

Această automatizare necesită traductoare pentru culegerea informațiilor de repartizare a fluxului de gaze la cele două niveluri (gurile de vînt și gura de încărcare), calculatorul repartizării încărcăturilor din ciclu și regulatoarele care execută corecțiile față de abaterile constatate (la gurile de vînt și la programul de încărcare) (fig. 3).

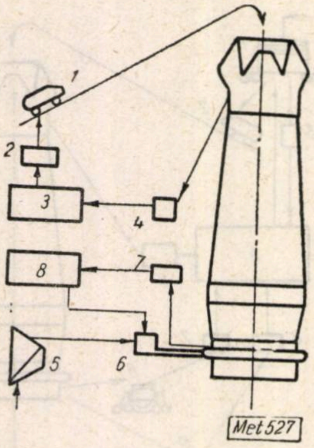


Fig. 3

În figura 3 : *1* — elevatorul ; *2* — regulatorul ordinii de încărcare a skipurilor ; *3* — calculatorul repartizării încărcăturilor din ciclu ; *4* — controlul distribuției gazelor la gura de încărcare ; *5* — suflanta ; *6* — regulatorul distribuției vîntului la gurile de vînt ; *7* — controlul distribuției vîntului la gurile de vînt ; *8* — calculatorul distribuției aerului la gurile de vînt.

— ad 9. Viteza de coborîre în cuvă a materialelor încărcate este determinată de viteza de ardere a cocsului la gurile de vînt, respectiv de cantitatea de aer cald suflat în furnal. Dependența vitezei de coborîre (care la rîndul său comandă încărcarea, respectiv productivitatea furnalului) de debitul de aer cald suflat (respectiv, diferența de presiune pe înălțimea furnalului) nu reprezintă o relație rectiliniară, ci o curbă cu un maxim cauzat de unii factori imprevizibili apriori ; acest maxim asigură propriu-zis funcționarea optimă a furnalului la un regim termic și la o distribuție a gazelor stabilizate automat, prin menținerea continuă a celui ma avantajos debit de aer.

Această reglare automată necesită mijloacele de control automat : al coborîrii încărcăturilor (sondaje cu sonde ori cu unde sonice sau radioactive), al diferenței de presiune pe înălțimea furnalului, precum și un calculator al debitului corespunzător și un regulator care execută corecțiile debitului suflantei (fig. 4 : *1* — dispozitivul de sondare ; *2* — traductorul de diferență de presiune între gurile de vînt și gura de încărcare ; *3* — calculatorul corecției de debit ; *4* — suflanta ; *5* — regulatorul turbinei de antrenare ; *6* — calculatorul corecției pentru turbină pentru a asigura debitul de aer conform vitezei de coborîre urmărită).

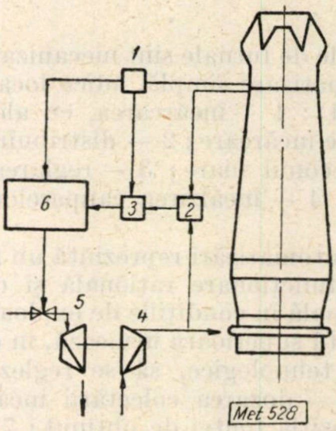


Fig. 4

Rezultă că automatizarea complexă a procesului de producție a fontei în furnal este condiționată de automatizarea tuturor parametrilor funcționali de bază în cadrul agregatelor operaționale respective pe baza corelațiilor juste care se stabilesc, urmînd ca să se determine interdependența finală dintre caracteristicile dominante care se urmăresc : productivitatea zilnică, față de consumul specific de material sensibil și irecuperabil, combustibilul, care angrenează o serie de indicatori [1].

Această prezentare arată clar că furnalul trebuie cercetat permanent și continuu (ținut în frîu) referitor la modul în care se desfășoară procesul de elaborare și la modul în care el și operațiile sale se pot ameliora.

Pentru aceasta este necesar :

— să se culeagă informații despre evoluția celor circa 50 de factori (parametri) caracteristici ai gamei de operații din care se compune procesul de producție (materii, temperaturi, presiuni etc.) ;

— să se coreleze aceste informații pentru a pune în evidență modificările indezirabile (perturbațiile) ale stării de funcționare ; chiar și dacă furnalul funcționează satisfăcător, el se abate totuși de la condițiile optime de funcționare fără ca operatorul să se sesizeze ;

— să se reajusteze comenzile prestabilite ale regulatoarelor, conform unor estimări (calculări) în cadrul eventualelor constrîngeri (limite) tehnice (debite, temperaturi, presiuni etc.) sau economice (compoziții, caracteristici fizico-chimice cerute, consumuri specifice...) la care diferitele variabile pot fi supuse.

Dacă culegerea informațiilor este realizabilă (cu ajutorul traductoarelor actuale), corelarea lor și estimarea corecțiilor prezintă dificultăți încă foarte mari și se semnalează cazuri de procese mai simple decît cel de la furnal care au necesitat 3—5 ani de activitate intensă în colective largi și mixte de specialiști.

*

Se știe că procesul termochimic în furnal este extrem de complex și că el operează în cadrul unei balanțe stabile, echilibrate, în care orice variație va cauza în mod teoretic o variație în fiecare dintre celelalte variabile chimice și fizice.

Procesul constînd însă în o serie de reacții simultane întrelegate, este posibil să se realizeze un model, chiar dinamic, care să definească, să măsoare și să analizeze efectele operaționale cauzate de variațiile unor parametri ai vîntului suflat ca : temperatura, umiditatea, conținutul de oxigen și de combustibil injectat ; de asemenea, să facă evaluările economice, să selecționeze parametrii optimi, și să analizeze modificările încărcăturii și parametrii constructivi ai furnalului.

Conducerea automată a funcționării furnalului (a procesului de elaborare, a controlului și a rezultatelor optime urmărite) se concretizează în schemele din figurile 5 și 6.

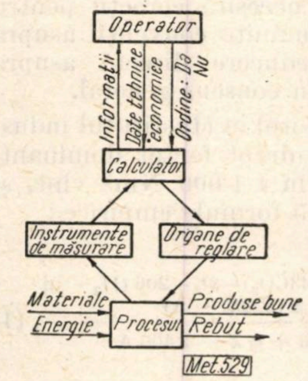


Fig. 5

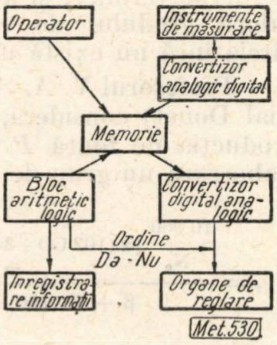


Fig. 6

La baza acestei conduceri automate este, evident, calculatorul care reglează procesul și analizează operațiile.

Calculatorul reglează procesul primind semnalele electrice ale parametrilor de control, față de care el calculează abaterile intolerabile de la valorile prestabilite și emite periodic semnale de corecție regulatoarelor respective, eventual dînd alarma cînd este cazul sau înregistrînd activitatea proprie. În acest scop, calculatorul trebuie să fie prevăzut cu reguli de interpretare a informațiilor și de decizie, ceea ce duce la expresii matematice complexe, algoritme, ale căror soluții alimentează dispozitivele calculatorului. Numeroase încercări, verificări și revizuiri sînt obligatorii înainte de a transfera conducerea procesului foarte sensibil și costisitor al furnalului, de la om la mașină. Cheltuielile pe care această lucrare de durată le comportă pot depăși economiile pe care conducerea automată a procesului le-ar putea aduce, mai ales în cazul furnalelor vechi.

Totuși, investigațiile conducerii automate trebuie întreprinse, studiul de orientare trebuie să contureze această vastă problemă și trebuie pregătite cadrele de specialiști : tehnologi, utilagiști, electroniști și matematicieni, cu cunoștințele necesare în domeniile de colaborare pentru a stăpîni fondul comun care se tratează.

Se precizează de la început că o metodă eficace pentru analizarea operațiilor trebuie să poată pune în evidență importanța parametrilor procesului, atît izolați, cît și în combinații între ei, pe probe mici, lucrînd rapid și cît mai simplu ; aceasta implică folosirea intensivă a matematicii speciale, algebra logică și dinamica statistică.

Mașina calculează în prima fază (estimatorie) constrîngerile (limitările) corespunzătoare condițiilor de funcționare a furnalului, precum și balanțele materiale și termice în diferite secțiuni din interiorul furnalului ; în faza următoare, pe baza unui criteriu care permite să se judece situarea funcționării în cadrul condițiilor optime, se calculează corecțiile reglajelor pentru a realiza aceste condiții.

*

Evident, procesul în furnal este complex, dar soluționarea automatizării lui nu poate fi obținută decît dacă se pornește de la principii și nu se complică cu detalii.

Principial, procesul în sine constă într-un transfer de oxigen de la curentul descendent al încărcăturii de oxizi de fier solizi și reci, la curentul ascendent al gazului reducător de oxid de carbon fierbinte, conform teoriei lui Baicov :

$$Fe_2O_3 \rightarrow \frac{2}{3} Fe_3O_4 + \frac{1}{6} O_2 \rightarrow 2\,FeO + \frac{1}{2} \rightarrow$$

$$\rightarrow 2\,Fe + 1\frac{1}{2} O_2$$

$$3\,CO + 1\frac{1}{2} O_2 \rightarrow 3\,CO_2 .$$

Există deci o serie de reacții chimice evolutive și simultane, cu potențialele lor termodinamice (G = energia liberă a lui Gibbs, G = H — TS) care precizează condițiile de realizare ; pentru simplificare se selecţionează reacţiile rezumative reprezentative [2]:

$$Fe_2O_3 \rightarrow 2Fe + 1\frac{1}{2}\,O_2$$

$$\text{cu } G = 194\,000 - 61T, \qquad (1)$$

$$3\,CO + 1\frac{1}{2}\,O_2 \rightarrow 3\,CO_2$$

$$\text{cu } G = -\,203\,000 + 62\,T. \qquad (2)$$

Potenţialul termodinamic al reacţiei de reducere a oxidului de fier (1) arată o absorbţie de energie pînă la circa 3 200°K, deci reacţia în sensul săgeţii este termodinamic imposibilă (tendinţa fiind efectuarea în sens invers săgeţii); necesarul de căldură depăşeşte limitele practice (cu excepţia arcului cu plasmă care pune probleme care ies din cadrul acestui studiu) şi, în consecinţă, realizarea acestei reacţii nu este posibilă decît cuplînd-o cu o reacţie de oxidare, de genul reacţiei (2), care să fixeze oxigenul datorită liberării de energie compensatoare.

Potenţialul termodinamic indică un proces în trepte succesive pe măsură ce încărcătura coboară şi temperatura creşte:

$$Fe_2O_3 + CO \rightarrow 2\,Fe_3O_4 + CO_2$$

$$\text{cu } G = -\,7\,900 - 13\,T, \qquad (3)$$

$$Fe_3O_4 + CO \rightarrow 3\,FeO + CO_2$$

$$\text{cu } G = 7\,100 - 9\,T, \qquad (4)$$

şi nu atît:

$$FeO + CO - Fe + CO_2$$

$$\text{cu } G = -\,5\,500 + 5{,}8\,T, \qquad (5)$$

deoarece la temperatura zonei din furnal, în care a ajuns încărcătura în această fază, potenţialul termodinamic indică absorbţiile de energie, deci tendinţa de inversare de sens a acestei reacţii de reducere indirectă, fapt care face ca sarcina reducerii să treacă mai cu seamă direct asupra carbonului din cocsul incandescent din această zonă, reacţie favorizată de temperatura înaltă respectivă:

$$FeO + C \rightarrow Fe + CO$$

$$\text{cu } G = 35\,500 - 36\,T. \qquad (6)$$

Potenţialul termodinamic pune în evidenţă necesitatea prezenţei unei anumite temperaturi pentru asigurarea efectuării acestor reacţii, deci a procesului în furnal.

Pentru automatizarea conducerii procesului din furnal, cercetările semnalate pînă în prezent se limitează la selecţionarea unui factor activ considerat ca dominant şi la stabilirea unei corelaţii matematice cu parametrii pasivi, măsurabili (sau estimaţi) ai procesului, obţinînd astfel valori cantitative drept corecţii de adus mersului furnalului.

— Profesorul A. D. Gotlieb (Institutul metalurgic Dnepropetrovsk, 1958) consideră drept factor dominant în acest proces consumul specific de cocs K.

$$K = \frac{1}{C_K}\Bigg\{\Bigg[654\,R_d\text{Fe} + 1\,866\,n\text{CO}_2' + 1\,250\,\text{Mn} + 5\,460\,\text{Si} + 6\,290\,P + (200-2{,}7b)Z + 13\,000 + a + \frac{25\,D+3}{Q}\,100\Bigg]\frac{1}{650 + 1{,}4\,t_v - 11\,400\,U_v} + 4 + 0{,}86\,\text{Si} + 0{,}22\,\text{Mn} + P + 0{,}214\,R_d\text{Fe} + 0{,}272\,n\text{CO}_2'\Bigg\},$$

expresie în care: C_K este procentul de carbon nevolatil din cocs; R_d — gradul de reducere directă a fierului din protoxidul său; Fe — procentul de fier raportat la fontă care urmează a fi redus; n — gradul de descompunere a CO_3Ca la temperaturi mai mari decît 950°C; CO_2' — procentul de CO_2 din CO_3Ca, raportat la fontă; b — procentul de CaO plus MgO din zgură provenit din fondantul brut; Z — procentul de zgură raportat la fontă; a — o mărime constantă caracteristică categoriei de fontă (fonta Martin $a = 0$, fonta Bessemer $a = 1\,000$, fonta de turnătorie $a = 3\,000$, fonta de feroaliaje $a = 5\,000-6\,000$); D — diametrul vetrei, în m; Q — productivitatea furnalului, în 10^3t/zi; t_v — temperatura vîntului cald, în °C; U_v — umiditatea vîntului, în fracţiuni de unitate; Mn, Si, P — procentul elementelor respective în fontă.

Maşina de calcul care calculează valoarea lui K comandă pîlnia de cocs pentru modificarea dozei de cocs conform valorii reieşite pentru K [3].

Considerăm că această formulă empirică este discutabilă, greoaie şi necesită corecţii pentru pierderile termice, şi anumite convenţii asupra valorii gradului de reducere directă asupra căreia încă nu există un consens general.

— Profesorul V. A. Sorokin (Institutul industrial Doneţ) consideră, drept factor dominant, producţia de fontă P în t/1 000 Nm³ vînt, şi elaborează un grup de 5 formule empirice:

$$P_{f/v} = \frac{\frac{10\,000}{N_2}\left[\alpha\,(102\,CO + 343CO_2) - 3t_g - 206\,(H_2 - \gamma)\right] + \alpha\,(322t_v - \Delta)}{\beta + 70\cdot150\,\text{Si} + \varphi\,Z - 1\,400\,\text{A}}, \qquad (1)$$

cu consumul specific de carbon P_c în kg/t fontă necesar furnalului:

$$P_c = \frac{\frac{424}{N_2}\,(CO + CO_2) - x}{P_{f/v}} + m, \qquad (2)$$

ca şi productivitatea furnalului pe minut P_{min}:

$$P_{min} = \frac{P_{f/v}\,V_v\,\eta_v}{100\,000}, \qquad (3)$$

cu volumul de vînt în Nm³/min:

$$V_v = \frac{0,36\, V_s p_{vr}}{T_{vr}} \qquad (4)$$

și cu cantitatea de minereu dintr-un ciclu de încărcare P_m:

$$P_m = \frac{10\, \mathrm{Fe}_f \cdot K_i \cdot C_K}{\mathrm{Fe}_m \cdot P_c}. \qquad (5)$$

În aceste 5 formule simbolurile reprezintă: N_2, CO_2, CO, H_2 — procentul din substanța chimică respectivă în gaze; α — coeficient de utilizare a căldurii; t_g — temperatura la gura de încărcare a furnalului; γ — procentul de hidrogen din substanțele volatile; t_v — temperatura vîntului, °C; Δ — căldura CO_2 obținut în procesele de reducere, kcal; β — căldura necesară pentru reducerea fierului și a celorlalți componenți ai fontei, exceptînd Si, kcal; Si — procentul de Si în fontă; φ — căldura specifică a zgurei, kcal; Z — cantitatea de zgură, kg/t fontă; A — adaosuri metalice specifice, kg/t fontă; x — cantitatea de carbon din carbonați, kg; m — cantitatea de carbon din fontă provenit din praf de furnal; η_v — coeficient de admisie a vîntului în furnal, %; V_s — volumul real debitat de suflantă, m³/min; P_{vr} — presiunea vîntului rece, mm col. Hg; T_{vr} — temperatura absolută a vîntului rece, °K; Fe_f — procentul de Fe în fontă, provenit din minereu; K_i — cantitatea de cocs dintr-un ciclu de încărcare; C_K — procentul de carbon din cocs; Fe_m — procentul mediu de fier din minereu; P_c — consumul specific de carbon, kg/t fontă.

În acest caz sînt 5 formule a căror calculare dă informații asupra mersului furnalului fără a emite comenzi de corecție, lăsînd deci în sarcina operatorului judecarea situației și valorile corecțiilor de adus (3).

Se observă că s-a mărit complexitatea formulelor, că aceste formule sînt, de asemenea, empirice-arbitrare, încă mai greoaie, și care la verificarea practică (Uzina Azovstali, furnalul nr. 2, 1955) au prezentat mari diferențe față de valorile reale; aceste formule nu reflectă modificările reale ale mărimilor, ele necuprinzînd fenomenele complexe din furnal.

— Profesorul A. N. Pohvîșnev (Institutul oțelului Moscova) consideră ca factor dominant în termica furnalului vîntul cald și propune reglarea mersului furnalului prin corectarea vîntului cald (umiditatea U_v, temperatura t_v și debitul Q_v) după informațiile obținute de la analiza gazului furnalului.

În acest scop a elaborat 10 formule (3 formule pentru cei trei parametri de bază și 7 formule explicative):

— umiditatea g/m³

$$U_v = \frac{1}{9,38}\left[t_v - \frac{M_0 P_T - (1\,254 + 6\,040\, q_T)}{\frac{50}{O_{2v}}(1 - 2p_T + 2q_T)\, C_v}\right] \qquad (1)$$

— temperatura

$$t_v = \frac{M_0\, p_T - (1\,254 + 6\,040\, q_T)}{\frac{50}{O_{2v}}(1 - 2p_T + 2q_T)\, C_v} + 9,38\, U_v \qquad (2)$$

— debitul

$$Q_v = k\, \frac{1\,254 + 6\,040 q_T + \frac{50}{O_{2v}}(1 + 2q_T)\, W_v}{\mathrm{Mo} + \frac{100}{O_{2v}}\, W_v} \qquad (3)$$

— $\dfrac{O_2 \text{ din șarjă}}{C \text{ din combustibil}}$

$$p = \frac{1}{2\eta} + \frac{CO_2 + 0,5\, CO + l N_2 - 0,5\,(H_2 + 2CH_4)}{CO_2 + CO - n H_2} \qquad (4)$$

— $\dfrac{O_2 \text{ redus indirect}}{C \text{ din cocs}}$

$$q = \frac{1}{2\eta} + \frac{CO_2 + m N_2 - (H_2 + 2CH_4)}{2\,(CO_2 + CO - n H_2)} \qquad (5)$$

— consum specific de căldură (din bilanț termic)

$$M = \frac{1\,254 + 6\,040 q_T + \frac{50}{O_{2v}}(1 + 2q_T)\, W_v}{P_t} - \frac{100}{O_{2v}} W_v \qquad (6)$$

— mărime de calcul

$$l = \frac{m}{2} - \frac{O_{2v}(100 - 0,12 U_v - \delta) + 6,25 U_v}{(100 - O_{2v})(100 - 0,124 U_v - \delta)} \qquad (7)$$

— mărime de calcul

$$m = \frac{100\,(0,124 U_v + \delta\mu)}{(100 - O_{2v})(100 - 0,124 U_v - \delta)} \qquad (8)$$

mărime de calcul

$$n = \frac{100\delta}{(100 - O_{2v})(100 - 0,124 U_v - \delta)} \qquad (9)$$

— entalpia vîntului $W_v = c_v\,(t_v - 9,38 U_v)$ (10)

în care indicii: v — vînt, T — la condiții de temperatură T de moment, o — la condiții nominale optime; c — căldura specifică; CO, CO_2, N_2, H_2, CH_4 — procentul acestor gaze în gazul de furnal; O_{2v} — conținutul de oxigen în vînt, g/m³; δ — procentul de gaz natural în vînt; μ — raportul dintre volumul de H_2 din descompunerea gazului natural și volumul inițial de gaz natural; η — raportul dintre volumul carbonului gazeificat din cocs și volumul carbonului total din cocs; K — consumul specific de cocs.

Metoda de reglare constă în introducerea datelor de analiză a gazului de furnal și a vîntului în formulele explicative (4—10) și în introducerea mărimilor p, q, M, calculate în condițiile de temperatură de moment T, în formulele parametrilor de bază (1—3); comparînd valorile astfel obținute pentru parametrii de bază cu valorile acestora obținute din practică în condițiile nominale optime, rezultă diferențele :

$$(U_T - U_0)\,;\ (P_T - P_0)\,;\ (Q_T - Q_0)$$

considerate ca recomandări de corecții (plus, minus, zero) pe care operatorul le apreciază și, dacă este cazul, le aplică.

În lipsa rezultatelor verificării în exploatare [3] observăm că însuși faptul că autorul, ca și profesorul Sorokin, acordînd rezultatelor o valoare doar informativă, consultativă, în loc să le transforme în impulsuri de corecție la elementele de execuție automată, recunoaște că există o incertitudine importantă în fundamentarea formulelor elaborate.

Într-adevăr și aici structura empirică, arbitrară, a formulelor duce la relații greoaie, multe și discutabile, iar caracterul „consultativ", de sfătuitor, al dispozitivului de calcul recomandă rezervă.

*

Considerăm că modul de a urmări rezolvarea automatizării funcționării furnalului prin parametri de efect local, cu valori de reper rigide, fără corelații științifice categorice (consumul specific de cocs — Gotlieb, producții de fontă pe minut și pe unitatea de vînt, cu debitul de vînt și consumurile specifice de carbon și de minereu — Sorokin sau compoziția gazului de furnal și caracteristicile vîntului — Pohvîșnev), este ocolitor și ameliorarea indispensabilă aplicării industriale este o acțiune de durată îndelungată.

Principiul procesului : transferul de oxigen între cei doi curenți opuși din furnal, condiționat de temperatură contra transferului de căldură, oferă o cale directă, evită empirismul și arbitrarul și permite găsirea soluției logice și simple a automatizării funcționării furnalului.

În cadrul furnalelor din R.P.R. considerăm că este recomandabil și oportun să se inițieze studiul conducerii automate a procesului de elaborare a fontei la furnal, pornind de la reglările automate existente (reglările nr. 1—4 de mai sus) și de la valorile periodice estimate ale celorlalți parametri de bază (reglările nr. 5—9) raportate la valorile medii statistice optime respective.

Conducerea propriu-zisă a unui proces constă în două funcțiuni dictate de necesități tehnice : comanda și controlul procesului ; în cazul furnalului însă, considerăm că intervin puternic și necesități de ordin economic : productivitate maximă, consum specific de cocs minim, constrîngeri care impun o a treia funcțiune, optimizarea (care n-a fost pînă în prezent cercetată), alcătuind, împreună cu primele două, conducerea optimizată.

Studiul conducerii optimizate va stabili relațiile dintre fiecare din variabilele supuse constrîngerilor și parametrii respectivi de regla care respectă aceste constrîngeri, variațiile lor fiind în jurul punctului de echilibru care reprezintă starea actuală de funcționare, apropiată de optimum, variații cantitative valabile deci într-un domeniu restrîns, putînd fi reprezentate prin relații liniare.

Studiul va arăta în primul rînd dacă și la care furnal conducerea optimizată este rentabilă, precum și care criteriu de optimizare este recomandabil (calitatea, randamentul, prețul de cost productivitatea).

Pentru introducere în acest subiect, este necesară expunerea orientativă care urmează.

Conducerea optimizată va urmări comandarea parametrilor prealabil stabiliți, folosind „modelul matematic" al sistemului, sau, dacă sistemul nu este liniar, „metoda evolutivă" simulînd operatorul manual.

Modelul matematic are două categorii de variabile. Variabilele „aleatoare" ale procesului (X_i, cantități măsurabile, compoziții, debite, presiuni, temperaturi... sau eventual nemăsurabile ca : activitatea catalizatoarelor, caracteristicile cinetice ale reactoarelor chimice...) care cer acționarea asupra variabilelor de „reglaj" (Y_j, cantități măsurabile și reglabile : consumuri, presiuni, temperaturi, viteze, deplasări).

Interdependența acestor variabile duce la stabilirea algebrică logică a relațiilor liniare între ele :

$$F_i, (X_i, Y_j) = 0.$$

De exemplu, fie variabila X_1 — temperatura gazelor la nivelul încărcăturii din furnal supusă limitării X_{max}, temperatură care variază în funcție de valorile reglării ; Y consumul specific de combustibil : cocs, hidrocarburi (Y_1, Y_2 ... Y_n) ; $X_1 = f\,(Y_1, Y_2 \ldots Y_n)$, funcție a cărei explicitare nu se urmărește.

La o abatere de funcționare Δ față de punctul de funcționare X_1, Y_1 (și succesiv $Y_2 \ldots Y_n$) corespunde o serie de variații de reglare ΔY_1, $\Delta Y_2 \ldots \Delta Y_n$) producînd o variație a temperaturii de

$$\Delta X_1 = a_0 + a_1 \Delta Y_1 + a_2 \Delta Y_2 + \ \ldots\ a_n \Delta Y_n,$$

în care coeficienții a sînt interesanți și ca atare urmăriți.

Acești coeficienți a_j depind de punctul de funcționare, deci :

$a_j = \varphi\,(Y_1, Y_2 \ldots Y_j)$ și valorile lor sînt derivatele parțiale ale funcției „f" de mai sus.

$$a_j = \frac{\vartheta X_1}{\vartheta y_j} = \frac{\vartheta f\,(Y_1, Y_2 .,. Y_j)}{\vartheta Y_j},$$

ceea ce arată că este suficient să se determine valorile acestor coeficienți numai în domeniul restrîns din jurul punctului de funcționare normal, deci optim.

Analizînd și limitările l, abaterile dintre starea actuală X_1 și valoarea limită X_{max}, definite prin ecuația $L = \zeta (X_i, Y_j)$, se poate scrie sistemul de inecuații $l_1 = X_{max} - X_1 \leqslant \Delta X_1$.

Criteriul de optimizat este prezentat la rîndul său printr-o ecuație de aceeași formă $C = \psi (X_1, Y_j)$, a cărei derivată parțială $\frac{\vartheta C}{\vartheta Y_j} = 0$ dă valorile optime de reglaj ΔY, cu condiția ca variația valorii criteriului de optimizat $\Delta C = c_1 \Delta Y_1 + c_2 \Delta Y_2 + \ldots + c_n \Delta Y_n$ să fie maximă pentru valorile optime de reglaj ΔY rezultate mai sus, valori care să satisfacă și sistemul de inecuații :

$$X_1 = a_{11} \Delta Y_1 + a_{12} \Delta Y_2 + \ldots + a_{1n} \Delta Y_n \leqslant l_1,$$
$$X_n = a_{n1} \Delta Y_1 + a_{n2} \Delta Y_2 + \ldots + a_{nn} \Delta Y_n \leqslant l_n.$$

Rezolvarea acestui sistem se face prin metoda simplex (iterațiuni de operații aritmetice) și, în cazul că sistemul depășește domeniul de liniaritate, se impun variațiilor variabilelor independente Y_n constrîngeri artificiale [4] :

$$d_1 \leqslant \Delta X_1 \leqslant d_i'$$
$$d_n \leqslant \Delta X_n \leqslant d_n'$$

ceea ce duce la recalcularea coeficienților c ai variației criteriului de optimizat (care trebuie să fie variabili în jurul punctului de funcționare), urmărind ca soluția sistemului de inegalități de mai sus să nu mai depășească domeniul de liniaritate și, astfel, să dea valorile de reglaj căutate.

Principial, calculele pornesc de la măsurări, astfel :

— se estimează starea actuală de funcționare a furnalului, determinînd valorile tuturor parametrilor caracteristici ;

— se determină coeficienții sistemului liniar de optimizare și se calculează constrîngerile pe baza valorilor parametrilor caracteristici ;

— se determină valorile optime ale variațiilor de reglare ΔY_n.

Dacă optimul astfel găsit nu este limitat de vreo constrîngere artificială, valorile ΔY_n reprezintă corecțiile căutate pentru reglări.

Acest ansamblu de relații reprezintă un model matematic al furnalului care permite să se prevadă reacțiile furnalului la anumite modificări ale reglajului.

Criteriul de optimizare poate fi una dintre caracteristicile importante : productivitatea.

Dacă sistemul este însă neliniar (caz frecvent), se recurge la „metoda evolutivă'' care se mulțumește numai cu corelația variabilelor aleatoare, de reglaj și de optimizat :

$$C = \psi (X_1, Y_j),$$

care poate fi reprezentată grafic prin curbe de egal criteriu, și cu eventualele constrîngeri definite prin curba reprezentativă

$$L = \zeta (X_1, Y_j).$$

Pe baza acestei corelații trebuie căutat punctul optim de funcționare, operație pe care o va executa un aparat special „optimizatorul''.

Acesta este un aparat de calcul, în cazul sistemului liniar fiind montat în serie după un calculator digital care îi dă rezolvările ecuațiilor de reglaj optim $C = \psi (X_i, Y_j)$. Dacă unele dintre variabilele aleatoare (X_i) nu sînt măsurabile (de exemplu, caracteristicile cinetice ale furnalului privit ca un reactor chimic), se adoptă parametrii obținuți prin prelucrarea statistică a mărimilor de care ei depind.

Ecuațiile înseși ale procesului din furnal pot fi obținute prin considerații teoretice (de exemplu, transferul de căldură) sau adoptînd rezultatele obținute cu o unitate pilot sau chiar cu furnalul respectiv prin regresiune statistică a rezultatelor de funcționare anterioară înregistrate, eventual ameliorînd ulterior coeficienții acestor ecuații astfel obținute.

Optimizatorul primește în memoria sa expresia criteriului optim în funcție de variabilele aleatoare și de variabilele de reglaj $C = \psi (X_i, Y_j)$, precum și de expresia constrîngerilor $L = \zeta (X_i, Y_j)$, iar în blocul său calculator se organizează o anumită tactică de căutare a optimului (fie prin variații succesive, prin panta cea mai rapidă sau prin gradientul de suprafață).

Aparatul pornește de la punctul de funcționare actual $P_0 (X_0, Y_0)$ care poate fi rezultat al unui calculator digital (la sisteme liniare) sau chiar un punct reprezentativ al unor mărimi măsurate sau adoptate statistic, și primește succesiv cîte o variație elementară ε (pas) fie pentru X, $(X_0 + \varepsilon)$ sau pentru Y, $(Y_0 + \varepsilon)$ sau pentru ambele deodată (conform tacticii), și calculează valorile corespunzătoare criteriului de optimizat. Aceste mărimi de intrare sînt sub forma de semnale electrice în cod binar.

În exemplul din figura 7 se pornește cu variații succesive pentru Y pînă ce calculul arată că valoarea criteriului optim, care creștea la început, acum devine staționară (este un optim provizoriu) ; operația se continuă apoi însă cu variații succesive pentru X, de asemenea pînă ce calculul arată că valoarea obținută pentru criteriul optim, comparată cu aceea anterioară păstrată în memorie, ajunge staționară.

Aceste operații de exploatare se repetă prin alternare pînă ce orice variație în continuare (X sau Y) face ca valoarea criteriului să scadă ; acest punct reprezintă maximul, adică optimul.

În cazul că există și constrîngeri, din momentul în care s-a atins prima oară curba respectivă $L = \zeta (X_i, Y_j)$ limitatoare, deplasarea punctului se va menține numai de-a lungul acestei curbe pînă cînd valoarea criteriului a încetat de a mai crește și a început să scadă, punctul respectiv reprezentînd optimul admisibil.

Aparatul emite decizii de comandă (de creștere sau scădere) asupra variabilelor X și Y. Aceste decizii sînt mărimile de ieșire care se dau fie direct pe punctul de referință al regulatoarelor care comandă variabilele tehnologice respective, fie sub formă analogică după o prealabilă convertire corespunzătoare.

Din realizările existente rezultă că ecuațiile folosite au o formă simplă și că unii coeficienți pot fi ameliorați de calculatorul însuși cu ajutorul măsurărilor și indicațiilor obținute anterior privind funcționarea furnalului.

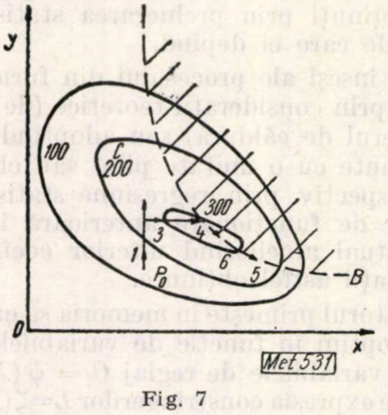


Fig. 7

Ceva mai mult încă, în cazul în care obținerea ecuațiilor matematice ale procesului prezintă dificultăți insolubile, la rigoare optimizatorul se poate dispensa de modelul matematic al furnalului, folosind atunci propriul său calculator drept aparat experimentator.

Metoda evolutivă expusă mai sus se aplică pentru căutarea optimului fără să mai folosească modelul matematic, rămînînd numai expresia criteriului optim :

$$C = \psi\,(X_i, Y_j),$$

pentru care calculatorul, prin metoda evolutivă a deplasărilor pe axele de coordonate (X, Y), caută la fiecare succesiune de variații X un spor ΔC maxim, alternînd apoi cu o succesiune de variații Y pentru a obține un alt spor ΔC maxim.

În cazul existenței unei limitări :

$$L = \zeta\,(X_i, Y_j),$$

calculatorul urmărește variabilele aleatoare X_i pînă la limita fixată pentru variabila respectivă ; dacă această variere produce o variație a uneia dintre variabilele de reglaj Y_j, atunci se urmărește și aducerea acelei variabile pe limita sa și, de la grupul de valori obținute ca optim provizoriu, se pornește un nou ciclu de optimizare.

Metoda aceasta are avantaje față de aceea cu model matematic cu condiția de a dispune de un aparataj complet pentru urmărirea variabilelor selecționate [5].

*

Să considerăm drept criterii de optimizare productivitatea maximă de obținut de la furnal [6].

Această productivitate crește cu cantitatea de minereu redusă în unitatea de timp, care la rîndul său condiționează volumul de gaze reducătoare și temperatura de reacție, deci cantitatea de cocs și de aer (în anumite condiții calitative : materiale de fuziune, cocs, hidrocarburi, aer. . .).

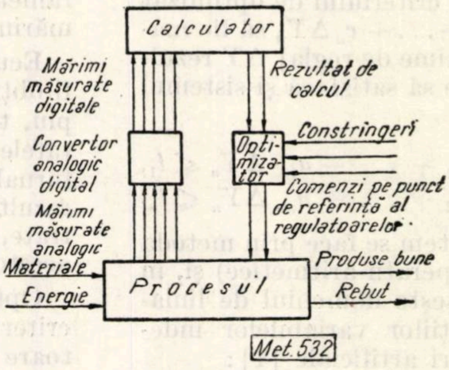


Fig. 8

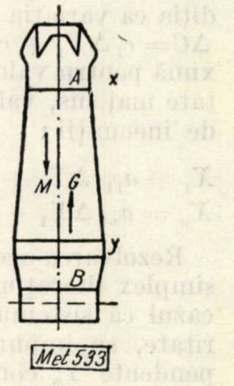


Fig. 9

Acești parametri se corelează în transferul de căldură în zona de activitate majoră, în cuvă, pe care o limităm între nivelul încărcăturii în furnal (fig. 9, A — intrarea materialelor și ieșirea gazelor) și nivelul etalajelor (fig. 9, B — intrarea gazelor și ieșirea materialelor).

Se adoptă legea transferului de căldură a lui Fourier între doi curenți de sens invers și între două poziții (expresia lui Grashoff) :

$$C = k \cdot t_s \, \frac{\Delta T_2 - \Delta T_1}{\ln \dfrac{\Delta T_2}{\Delta T_1}},$$

în care : C este cantitatea de căldură transferată la unitatea de debit a curentului rece ; k — coeficient de transfer de căldură ; t_s — timpul specific — durata de curgere a unității de debit a curentului rece ; ΔT_1 — diferența de temperatură dintre cei doi curenți în poziția 1, și ΔT_2 — diferența de temperatură dintre cei doi curenți în poziția 2.

Cei doi curenți sînt : materialele solide reci (minereu + fondant) care coboară și gazele calde care urcă, iar cele două poziții sînt cele două niveluri A, B (fig. 9).

În această situație, legea lui Fourier, raportînd la 1 t fontă, devine :

$$\left\{\begin{array}{l}\text{căldura transferată de la}\\ \text{gazul de intrare în } B\text{, la}\\ \text{materialele solide care par-}\\ \text{curg cuva și la gazele pro-}\\ \text{venite din reacții, raportate}\\ \text{la tona de fontă}\end{array}\right\} = kt_s \left\{\begin{array}{l}\text{media logaritmică a}\\ \text{diferenței de tempe-}\\ \text{ratură dintre mate-}\\ \text{riale și gaze între}\\ \text{cele două niveluri}\end{array}\right\}$$

Adoptînd simbolurile : M — cantitatea specifică de materiale solide ; c — căldura specifică, cu indicii : m — materiale solide, g — gaze, a — la nivelul A, b — la nivelul B ; G — cantitatea specifică de gaze, cu indicii a — la nivelul A, b — la nivelul B ; T — temperatura cu aceiași indici ca și căldura specifică ; P — căldura absorbită între A și B (chimică : prin calcinare, reducere cu carbon directă și indirectă și cu hidrogen), precum și căldura pierdută (radiații și răcire cu apă) ; Q_0 — productivitatea nominală, de referință (constantă) ; Q_n — productivitatea actuală (momentul n) ; k_r — coeficientul de transfer specific relativ al căldurii între gaze, solide și reacții $\left(k_r = \frac{k}{Q_0}\right)$ corectat la variația vitezei ascensionale a gazelor ; Q_r — productivitatea relativă de moment = raportul dintre productivitatea actuală Q_n și productivitatea nominală de referință Q_0, $\left(Q_r = \frac{Q_n}{Q_0}\right)$ sau în funcție de durata t_s de curgere a cantității specifice care este invers proporțională cu productivitatea, $t_s = \frac{1}{Q_n}$, $Q_r = \frac{1}{Q_0 t_s}$ și produsul $k \cdot t_s = k_r \frac{Q_o}{Q_n} = \frac{k_r}{Q_r}$.

Ecuația de transfer de căldură devine :

$$M \cdot c_m \left[\Delta T_m\right]_a^b + (G_a\, c_{ga} - G_b\, c_{gb}) \left[\Delta T_a\right]_m^g + P = \frac{K_r \left[\Delta T_a\right]_m^g - \left[\Delta T_b\right]_m^g}{Q_r \ln \frac{\left[\Delta T_a\right]_m^g}{\left[\Delta T_b\right]_m^g}}$$

și expresia criteriului de optimizat, productivitatea Q_n

$$Q_n = Q_0\, k_r \frac{\left[\Delta T_a\right]_m^g - \left[\Delta T_b\right]_m^g}{\ln\left[\Delta T_a\right]_m^g - \ln\left[\Delta T_b\right]_m^g} \cdot$$

$$\cdot \frac{1}{M \cdot c_m \left[\Delta T_m\right]_a^b + (G_a c_{ga} - G_b\, c_{gb}) \left[\Delta T_a\right]_m^g + P}.$$

Această ecuație fiind neliniară, metoda evolutivă este cea mai indicată. Ca punct de plecare și în primă aproximare ecuația poate fi aplicată sub această formă, însă va trebui, ca fază ulterioară, să se simplifice variabilele aleatoare complexe de diferențe de temperaturi X_i, raportîndu-le la variabilele de reglare : — de combustibil introdus, fie Y_1 — cocs, Y_2 — hidrocarburi ; — de oxigen adăugat — Y_3 ; — de minereu îmbogățit — Y_4. . .

$Q_n = \varphi (X_i, Y_j)$, la care putem adăuga condiția limitativă $L = \frac{Q_n}{Q_0} > \frac{i}{100}$, unde i este indicele de creștere a productivității planificat.

Precizăm că termenii care compun această expresie sînt cei obținuți la automatizările locale superioare realizate anterior sau în curs de experimentare, și anume :

— temperaturile celor doi curenți la cele două niveluri sînt comunicate de controlul distribuției temperaturilor în spațiul util al furnalului, cerut de automatizarea nr. 7 (regimul termic) ; — cantitatea specifică de materiale solide încărcate este comunicată de calculatorul dozelor patului de fuziune, cerute de automatizările nr. 5 și 6 (dozarea colectării încărcăturilor și compoziția fontei) ; — cantitatea de gaze este calculată pe baza informațiilor comunicate de calculatorul debitului de vînt (automatizarea nr. 3) și de analizatorul compoziției materialelor pentru patul de fuziune (automatizarea nr. 6).

În lipsa acestor informații (automatizările locale respective încă nerealizate), valorile respective se obțin din datele de exploatare înregistrate continuu, iar temperaturile, din măsurări continue care trebuie organizate în acest scop.

Aceste considerații au un caracter de primă aproximație și sînt gîndite numai ca orientare și punct de plecare ; pentru a ajunge la un stadiu care să permită trecerea la o cercetare mai fecundă este necesar un important volum de muncă la nivel superior de multiple calificări adecvate și conexe, și o organizare a activității pe o durată corespunzătoare.

---

[1] *Rilov, I. A.* Puti avtomatizații domennogo proizvodstva. In : Mehanizația i avtomatizațiia proizvodstva, nr. 2, 1962. [2] *Hopkins, D. W.* Physical chemistry and metal extraction. Londra, Gamet Miller, 1954. [3] *Bondarenko, P. S.* Avtomatizațiia proțessov domennogo proizvodstva s primeneniem scetno-reșaiuscih ustroistv. Moscova, Gosenergoizdat, 1960. [4] *Saaty, T. L.* Mathematical methods of operations research. New York, McGraw Hill, 1959. [5] *Auricoste, J.* Optimisation des processus de fabrication grâce au calculateur électronique. In : Electronique industrielle, nr. 40—41, 1961. [6] *Leondes, C. T.* și *Chien, G. K.* Computer control systems tehnology. New-York, McGraw Hill, 1961.

Laminarea directă a benzilor și tablelor din pulbere de fier

Metalurgia pulberilor a găsit în ultimele decenii aplicații tot mai numeroase ca procedeu industrial, datorită faptului că pe această cale se obțin unele materiale și produse cu proprietăți deosebit de utile, și anume: produse care se obțin dificil prin alte procedee și produse care se obțin mai rațional și mai convenabil decît prin turnare, laminare, forjare, prelucrare mecanică etc. [7].

Prin natura procedeelor aplicate, produsele metalurgiei pulberilor se obțin de regulă prin procese discontinue, limitîndu-se la dimensiuni relativ mici, astfel că, cu tot numărul mare de bucăți, cantitățile fabricate nu sînt prea mari; ele ating în total, aproximativ o sută de mii de tone anual pe plan mondial, față de peste patru sute milioane de tone, cît însumează produsele metalurgiei clasice.

Laminarea benzilor înguste prin procedeu continuu pe calea metalurgiei pulberilor este cunoscută mai de mult, de pe la începutul secolului nostru, dar aplicarea ei s-a făcut doar în domenii foarte restrînse.

Procedeul constă, în esență, în compactarea pulberii sub formă de bandă prin laminare la temperatura ambiantă între doi cilindri și în sinterizarea urmată de laminarea în mai multe etape pînă la dimensiunea și densitatea finală [3].

Motivele principale și cazurile în care aplicarea laminării pulberilor metalice în benzi apare în general avantajoasă sînt următoarele:

1. metalele se pot prelucra numai în stare de pulbere, din cauza punctului de topire ridicat, cum este, de exemplu, cazul la wolfram, cu punct de topire peste 3 300°C;

2. metalele se obțin în formă de pulbere și se pot topi astfel dificil și costisitor, cum este, de exemplu, cazul titanului și al zirconiului, de asemenea, în parte, cazul pulberii de fier rezultate la produsele de reducere directă a minereurilor de fier;

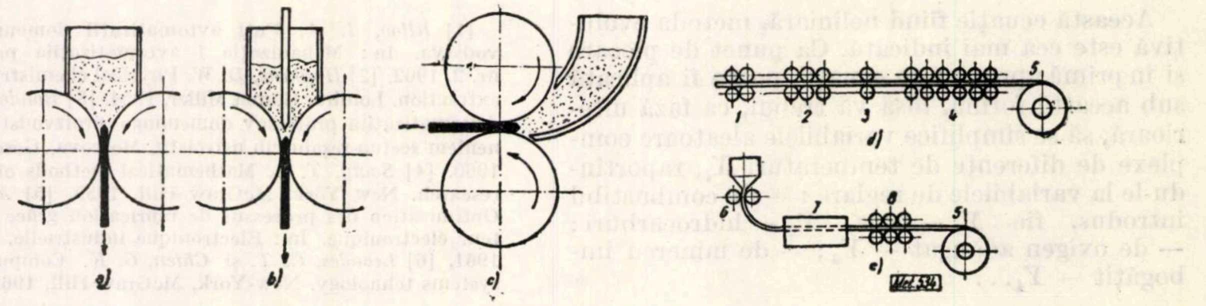


Fig. 1

3. se cer table și benzi cu proprietăți care se pot obține mult mai dificil prin alte procedee, de exemplu metale de fricțiune și de antifricțiune, bimetale sau metale în mai multe straturi, cu porozități variabile;

4. pulberile metalice se obțin la prețuri convenabile și laminarea directă în benzi este însoțită de pierderi de metal mai reduse decît la laminarea lingourilor [3].

Laminarea, ca metodă de compactare a pulberii, are următoarele avantaje mai importante față de procedeul presării, utilizat curent în metalurgia pulberilor:

1. prin laminare se obțin produse mai omogene ca densitate, avînd dimensiuni mai mari în lungime și lățime, la grosimi relativ reduse;

2. puterea instalației de laminare este mai mică decît puterea presei pentru fabricația unui produs avînd aceeași suprafață;

3. productivitatea laminării este mai mare decît cea a presării [2].

O importanță deosebită prezintă producția benzilor laminate din pulbere de fier. Cercetarea acestei probleme nu s-a bucurat de o atenție deosebită pînă acum cîtva timp, cînd progresele realizate în fabricația pulberii de fier la prețuri de cost mai avantajoase au dat un impuls nou și puternic preocupărilor privind acest procedeu [5].

Pulberea de fier, pe lîngă faptul că trebuie să fie procurabilă în cantități suficiente pentru o producție curentă și la un preț de cost redus, mai trebuie să aibă o formă și o structură corespunzătoare, de asemenea să aibă puritate comparabilă cel puțin cu cea a oțelului elaborat prin procedeele clasice, pentru ca, în final, benzile laminate din pulbere să nu fie inferioare calitativ față de cele laminate din lingou [2].

Procedeul de laminare a pulberii de fier în benzi și table, după cum rezultă din experimentările cunoscute, are mai multe avantaje față de laminarea din lingou, dintre care principalele sînt următoarele:

1. lipsa investițiilor mari pentru utilajele grele, necesare pentru laminarea pornind de la lingou; se apreciază că investițiile totale pentru fabricația pornind de la minereu reprezintă la laminarea benzilor direct din pulbere numai circa 60% față de cele necesare la procedeul clasic aplicat curent;

2. posibilitatea de a realiza într-o serie de cazuri proprietăți mecanice mai ridicate și o calitate mai bună a suprafeței, datorită lipsei de defecte caracteristice oțelului laminat din lingou;

3. posibilitatea de a produce benzi și table izotrope și lipsite de segregații din pulberi omogene, ceea ce este deosebit de important în anumite cazuri speciale, de exemplu: pentru benzi electrotehnice, table de ambutisaj profund, table pentru reactoare atomice etc.;

4. reducerea însemnată a numărului de operații și a pierderilor de metal realizînd un coeficient de scoatere mai ridicat, apreciat la circa 90% față de 70—75% la procedeul clasic;

5. posibilitatea de a obține laminate cu proprietăți precise din pulberi de fier de înaltă calitate (materiale magnetice și materiale elaborate electric în vid); laminarea pulberilor este metoda cea mai eficientă de a obține benzi și table subțiri cu porozitate în proporția dorită, de a obține produse din combinarea materialelor metalice cu cele nemetalice etc. [2].

În figurile 1, 2, 3 și în tabelele 1, 2, 3 se dau schemele variantelor principale de laminare în benzi a pulberilor de fier și unele rezultate mai importante obținute la acest procedeu în fază avansată de laborator.

Compactarea pulberii metalice în bandă se poate realiza cu cilindrii în plan orizontal (fig. 1a) sau cu cilindrii în plan vertical (fig. 1 c). În figura 1b se arată schema compactării a două calități de pulberi în bandă bimetalică, cu cilindrii în plan orizontal). În figura 1*d* se arată schemele de laminare a tablei din bramă *(d)* și din pulbere *(e)*; *1* și *3* — caje spărgătoare de țundăr; *2* — grupul cajelor degrosoare; *4* — grupul cajelor finisoare la cald; *5* — vîrtelnițe; *6* — caja de compactare a pulberii; *7* — cuptor de sinterizare; *8* — caje de laminare la cald.

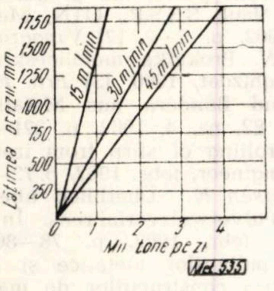


Fig. 2

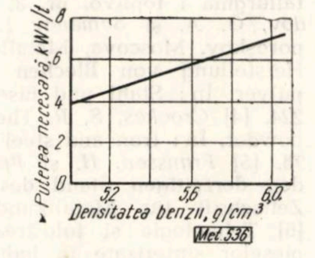


Fig. 3

Tabela 1 [*4*]

Compoziția benzilor de oțel moale

Proprietăți	Laminate din lingou	Laminate din pulbere
Rezistența la tracțiune, kgf/mm²	29	28
Limita de curgere, kgf/mm²	23	21
Alungirea, %	37	40
Indice de ambutisare (Olsen), mm	9,65	9,90
Conținutul de gaze :		
— oxigen, %	0,02	0,09 —0,12
— azot, %	0,0013	0,0002—0,0003
— hidrogen, %	0,0001	0,0001—0,0002

Tabela 2 [*6*]

Comparația oțelurilor

Caracteristici		Obținut în cuptor electric (normalizat la 950°C)	Obținut din pulbere (la 70×13 mm și foraj la 13×13 mm)
Compoziția chimică :	% C	0,13	0,13
	% Mn	0,45	0,25
	% Si	0,20	0,01
Proprietățile mecanice :			
— rezistența la tracțiune, kgf/mm²		41	41
— limita de elasticitate, kgf/mm²		27	28
— alungirea, %		28,5	31
— reziliența, kgm/cm²		12,5	10,6

În figura 2 se arată unele capacități de laminare a pulberii de fier în bandă de 5 mm grosime, densitatea pulberii fiind de 2,5 și a benzii de 6,0 g/cm³, în funcție de lățimea benzii la diferite viteze de laminare [4], iar în figura 3 — variația puterii specifice necesare pentru compactarea prin laminare a pulberii de fier (pentru densitatea pulberii de 2,5 g/cm³ și viteza de laminare de 30 m/min, în funcție de densitatea benzii) [4].

Din tabelele 1 și 2 se observă că proprietățile benzilor laminate din pulbere de fier sînt foarte apropiate de cele ale benzilor laminate din lingou, unele poziții fiind superioare chiar, iar altele, la care se observă o ușoară inferioritate, susceptibile de îmbunătățire prin dezvoltarea cercetărilor viitoare.

Proprietățile de coroziune ale benzilor laminate din pulbere nu sînt pe deplin studiate, dar lucrările preliminare indică o comportare similară cu cea a benzilor laminate din lingou.

Tabela 3 [2]

Rezistența la tracțiune a benzilor laminate din pulbere de fier în funcție de numărul de treceri la laminarea la rece

Starea benzii	Rezistența la tracțiune, în kgf/mm² a benzii laminate din pulbere de fier, cu mărimea grăunților cuprinsă între 0,06 și 0,30 mm
După sinterizare	4,3
După prima trecere	14,4
După trecerea a doua	23,2
După trecerea a treia	27,9

Cercetările de laborator, cunoscute din literatură, s-au executat laminînd benzi relativ înguste, de 50—100 mm lățime. Pentru a cerceta posibilitatea laminării în benzi mai late s-a construit o instalație de laborator pentru lățimi de 300 mm. S-au cercetat condițiile de alimentare continuă și cu densitate uniformă pe lățimea benzii. S-a constatat că, la lățimea de 300 mm, se pot obține benzi în cantitate de 400—500 t/zi, capacitate care face ca o asemenea instalație să poată funcționa în laborator doar cîteva minute, din cauza dificultății de alimentare cu cantitatea necesară de pulbere.

Pasul următor s-a propus să fie construirea unei stații-pilot pentru laminarea benzilor mai late pe baza experienței de laborator, cu lățimile de 50 și 300 mm, în vederea studierii problemelor puse de construirea și exploatarea unei instalații industriale pentru benzi cu lățime mult mai mare.

În figura 1e, procesul de fabricație se oprește la banda laminată la cald, care, pentru grosimi mai mici, se continuă prin laminare la rece. La procedeul clasic, această continuare cere ca banda laminată la cald să fie decapată în prealabil. La laminarea benzii din pulbere se întrevede posibilitatea de a continua laminarea în stare rece pînă la stadiul care reclamă o recoacere. Dacă o asemenea schemă realizată practic va da rezultatele scontate, faza de decapare poate fi eliminată. Îmbunătățirea calitativă a benzilor laminate din pulbere reclamă utilizarea în cuptoarele de sinterizare și recoacere a unor atmosfere protectoare. Acest dezavantaj este însă redus în comparație cu eliminarea fazei de decapare, împreună cu instalațiile aferente și cu echipamentul de manipulare și transport de la laminorul la cald la laminorul la rece al colacilor produși din lingou.

Cercetarea experimentală și rezultatele obținute în ultimii ani în reducerea directă a minereurilor de fier sînt o garanție că se poate asigura, într-un viitor apropiat, într-o calitate corespunzătoare și la un preț de cost convenabil, baza materială pentru dezvoltarea pe scară largă a laminării pulberilor de fier în produse plate de oțel, la început benzi și table subțiri.

Investițiile și cheltuielile de transformare privind reducerea directă a minereurilor, pregătirea pulberii de fier și laminarea ei directă în produse plate — valori apreciate deocamdată pe baza unor experimentări în fază mai dezvoltată de laborator — au dus la un preț de cost estimativ al tablelor și benzilor mai mic în comparație cu laminatele plate obținute pe calea clasică [4].

Elaborarea și punerea la punct a procedeului, căruia i se deschide o perspectivă largă de utilizare, poate fi caracterizat ca un domeniu nou și fundamental de cercetare, deoarece laminarea directă a tablelor și benzilor din pulbere de fier elimină din procesul tehnologic fazele de topire în furnal și în cuptorul Martin sau electric, inclusiv cocseria, care în procedeul clasic alimentează furnalul.

Concluziile care se impun din cele prezentate pe scurt sînt următoarele:

— proporția de benzi și table subțiri, care tinde să ajungă în viitor la peste 25% din producția totală de laminate, este un motiv puternic pentru a studia îndeaproape posibilitățile de perfecționare și de creare, în țara noastră, a condițiilor în vederea aplicării industriale a laminării directe din pulbere de fier a acestor produse;

— în acest domeniu nou, pentru care se prevede o eficacitate economică ridicată, este indicat ca cercetările să fie precedate de un studiu pentru fundamentarea temei; studiul urmează să adîncească problema și să examineze toate aspectele și implicațiile ei, trăgînd concluziile pentru o orientare rațională și justă în cercetări;

— în același timp, în cadrul cercetărilor care sînt astăzi în țara noastră într-un stadiu avansat în ceea ce privește reducerea directă a minereurilor de fier, se recomandă să se aibă în vedere obținerea pulberii de fier în calitate corespunzătoare pentru pregătirea și prelucrarea ei directă prin laminare.

[1] *Pavlov, I. M.* Ob osnovnih problemah prokatki. Moscova, Izvestia Akademii Nauk S.S.S.R., OTN, Metallurghia i toplivo, nr. 3, 1962, p. 3—9. [2] *Vinogradov, G. A.* și *Semenov I. N.* Prokatka metaliceskin poroșkov. Moscova, Metallurghizdat, 1960. [3] *Ern, H.* Herstellung von Blechen und Böndern aus Metallpulver. În: Stahl und Eisen 82, nr. 4, 1962, p. 221—224. [4] *Crockes, S. R.* The rolling of stirp from iron powder. În: Iron and steel engineer, febr. 1962, p. 72—76. [5] *Franssen, H.* și *Franssen N.* Überblick über den derzeitigen Stand des Pulverwalzverfahrens. În: Zeitschrift für Metallkunde, febr. 1962, p. 78—86. [6] Tehnologia și folosirea pulberilor metalice și a pieselor sinterizate în industria construcțiilor de mașini (ing. Herșcovici, P.). București, Institutul de documentare tehnică, 1963, p. 27—30. [7] *Jones, W. D.* Fundamental principles of powder metallurgy. Londra, Edward Arnold, 1960.

Ing. I. Franțiu

Determinarea carbonului echivalent la fonte, cu ajutorul curbelor de răcire *

Elaborarea unor șarje cu caracteristici determinate și constanțe implică un control strîns al compoziției chimice încă din timpul topirii.

Metodele de laborator utilizate curent pentru determinarea acestei compoziții necesită un timp îndelungat de execuție, ceea ce le face improprii pentru conducerea și cercetarea „din mers" a șarjei. Utilizarea probelor de structură prin călire [1] constituie o excelentă metodă tehnologică de lucru, care însă nu înlocuiește cunoașterea compoziției chimice. Dotarea turnătoriilor cu spectrografe se va face foarte încet chiar în țările cu tehnica cea mai avansată, din cauza prețului lor ridicat.

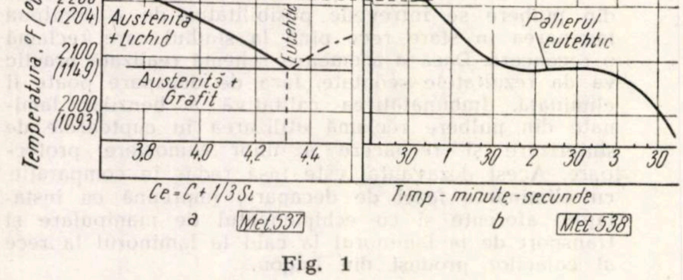


Fig. 1

Pentru a rezolva această situație, o serie de cercetători și-au propus să determine compoziția chimică a fontelor sub forma carbonului echivalent (Ce), utilizînd în acest scop curba de răcire a fontei analizate. O formulă general acceptată pentru carbonul echivalent este $Ce = C\% \frac{Si\% + P\%}{3}$.

În figura 1, *a* este dată o porțiune simplificată din diagrama de fază a unei fonte *S* cu Ce = 3,8, în timp ce în figura 1, *b* este arătată curba de răcire a aceleiași fonte.

Se știe că solidificarea este precedată, la fontele hipoeutectice, de separarea austenitei primare, iar la cele hipereutectice, de a cementitei primare. Pe diagrama de echilibru, începutul și sfîrșitul procesului de solidificare apar sub forma liniei lichidus, respectiv a liniei de transformare eutectică. Ca și în aliajele fier-carbon, în fontele tehnice intervalul de solidificare crește pe măsură ce carbonul, reprezentat în acest caz sub forma carbonului echivalent, se depărtează de componența eutectică.

Pe curba de răcire, la atingerea liniei lichidus începutul cristalizării este marcat printr-o inflexiune. Această oprire este datorită degajării parțiale a căldurii latente de solidificare. La atingerea echilibrului fazelor componente care indică sfîrșitul solidificării, temperatura va rămîne constantă pînă la dispariția fazei lichide. Pe curba de răcire se va înregistra o a doua oprire.

Aceste opriri au loc la temperaturi întotdeauna constante care depind de conținutul în carbon, siliciu și fosfor al fontei. Cercetările au arătat că manganul și sulful în limitele obișnuite fontelor normale nu produc schimbări esențiale ale acestor puncte [2], [7]. Nici prezența unor adaosuri de aliere în cantități mici (1% Ni, 0,6% Mo, 0,5% Cr) nu influențează în mod sensibil alura curbelor [6].

Cu aceste elemente cunoscute s-au realizat două metode pentru determinarea carbonului echivalent prin curbele de răcire: una este bazată pe temperatura la care are loc inflexiunea lichidus [2], [3], [4], cealaltă, pe determinarea intervalului de temperatură dintre începutul și sfîrșitul solidificării [5], [6].

---

* Studii efectuate de British Cast Iron Research Association, Gray Iron Research Institute, și de alții.

Metodele sînt suficient de precise pentru a asigura conducerea elaborării șarjelor și au avantajul deosebit al rapidității, efectuarea probelor luînd în total două, respectiv cinci-șase minute. În ambele cazuri, procedeul utilizat este principial identic: fonta se toarnă într-o formă uscată în care se introduce un termocuplu de imersiune, a cărui inerție termică trebuie să fie mică. Curba de răcire obținută este citită sau înregistrată automat. Temperatura lichidus sau intervalul dintre aceasta și temperatura de solidificare este transformată apoi în carbonul echivalent corespunzător.

La B.C.I.R.A. s-a analizat în mod deosebit metoda bazată pe determinarea temperaturii inflexiunii lichidus [2], [3], [4]. Topirile experimentale s-au efectuat într-un cuptor de înaltă frecvență la 1 500°C, iar turnarea s-a făcut la 1 400°C, în forme de amestec de miez, ca în figura 2 [3]. Temperatura s-a măsurat cu un termocuplu Pt — Pt/Rh 13%, izolat într-o teacă ceramică și protejat cu un tub de cuarț cu pereții subțiri, avînd diametrul exterior de circa 6 mm. Pentru determinarea diferenței de potențial s-a utilizat la început un potențiometru manual, apoi s-a folosit un milivoltmetru cu înregistrarea automată, viteza benzii fiind de 300 mm/h, pentru ca să se treacă apoi la un galvanometru cu înregistrator electronic de mare viteză (50 mm/min).

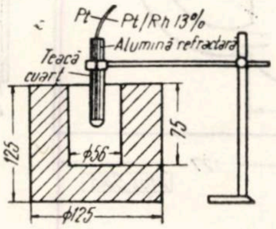


Fig. 2

Cu aceste două din urmă dispozitive se obțin curbe de tipul celor din figura 3 (*a* — înregistrare de mică viteză; *b* — înregistrator electronic).

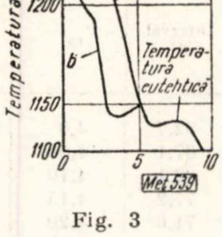


Fig. 3

Pentru determinarea influenței fiecăreia dintre cele trei componente ale carbonului echivalent (C, Si, P) s-au efectuat serii de probe în care s-a variat un singur element, menținîndu-se celelalte două constante. Rezultatele obținute s-au înscris în diagrame carbon echivalent/temperatură, în care $Ce = C\% + \frac{P\%}{3} + \frac{Si\%}{3}$. Din înclinarea dreptelor înscrise s-a ajuns la concluzia că, la fontele hipoeutectice, fosforul micșorează temperatura lichidus cu aproximativ jumătate față de aceeași cantitate de siliciu (fig. 4 și 5) [2]. Deci formula de mai sus a carbonului echivalent nu se poate aplica la temperatura lichidus. Cercetările au confirmat acestea, stabilind relația dintre carbon, siliciu și fosfor ca fiind:

$$C\% + \frac{P\%}{2} + \frac{Si\%}{4}.$$

Se poate spune deci că la fontele hipoeutectice, cînd conținutul de carbon, siliciu și fosfor exprimat sub forma:

$$C\% + \frac{P\%}{2} + \frac{Si\%}{4}$$

este constant, se va obține aceeași temperatură lichidus, indiferent de valoarea fiecărui element în parte.

Pentru verificare, s-au trasat curbele de răcire la un număr mare de probe de fontă hipoeutectică, obținute în topirile cu cubiloul institutului, apoi, după ce metoda a fost aplicată industrial, s-au controlat de asemenea rezultatele obținute prin analize de laborator. Ca exemplu, în figura 6 [4] se dă diagrama obținută din rezultatele a 500 de probe făcute cu un înregistrator electronic. Valorile $C\% + \frac{P\%}{2} + \frac{Si\%}{4}$ s-au verificat prin analize, încadrîndu-se în limitele ± 0,07% din care 92% au corespuns la ± 0,05%.

Cum în cubilou fosforul variază puțin, iar influența siliciului este o pătrime din cea a carbonului, rezultă că se poate aprecia cu destulă ușurință componența șarjei care poate fi corectată în timpul elaborării. Deși valoarea carbonului echivalent exprimată astfel nu trebuie confundată cu expresia $C + \frac{Si + P}{3}$, întrebuințată curent pentru a exprima caracteristicile fizice ale fontelor, ea poate fi utilizată tot atît de bine pentru a indica componența structurală, caracteristicile mecanice și gradul de albire a fontei respective.

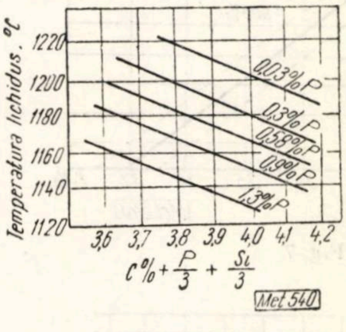


Fig. 4

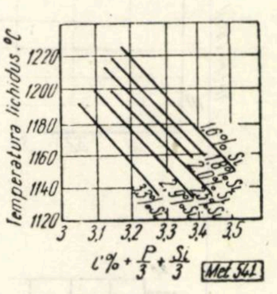


Fig. 5

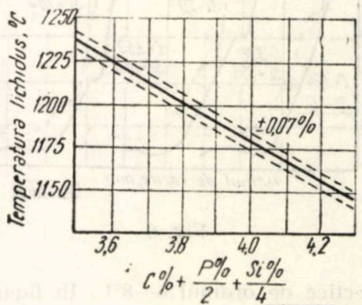


Fig. 6

Toate probele executate în aceste cercetări au fost inoculate cu 0,5% ferosiliciu înainte de turnare. Este probabil că temperaturile obținute la fontele netratate vor fi diferite.

La cercetările făcute [2] pentru determinarea carbonului echivalent prin stabilirea intervalului de temperatură s-a constatat că compoziția eutectică a fontelor hipoeutectice uzuale este: $4,27 = C\% + 0,33\ P\% + 0,3\ Si\%$.

De altfel, sub această formă, valoarea carbonului echivalent este apropiată și de cea găsită de alți cercetători [7], unde s-a găsit: $Ce = C\% + 0,31\ Si\% + 0,33\ P\% - 0,027\ Mn + 0,4\ S\%$. S-au făcut încercări și asupra fontelor hipereutectice, dar rezultatele nu sînt suficient de concludente pentru a permite aplicarea industrială.

Utilizînd același utilaj ca la B.C.I.R.A., însă cu introducerea laterală a termocuplului în probă, un alt grup de cercetători s-au ocupat de determinarea carbonului echivalent prin metoda intervalului de temperaturi [5], aprofundînd îndeosebi influența unor adaosuri asupra temperaturilor de început și sfîrșit de solidificare.

În figura 7 [5] este dată diferența de temperatură în funcție de variația carbonului, la o serie de probe cu siliciul constant (2%) și cu fosforul foarte mic (0,08—0,13%). În această lucrare, valoarea carbonului echivalent a fost stabilită la $Ce = C\% + 0,3\ (Si + P)$. Adaosurile mici de siliciu produc o ridicare a temperaturii eutectice de ordinul 6—8°C. În figura 8 [5] sînt date cîteva curbe de răcire, din care rezultă influența relativ scăzută produsă de adaosurile de ferosiliciu în comparație cu cea rezultată din modificarea conținutului de carbon.

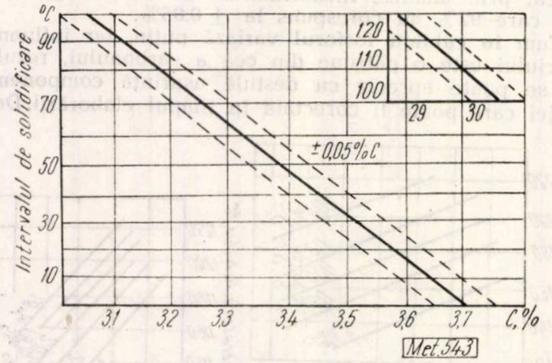


Fig. 7

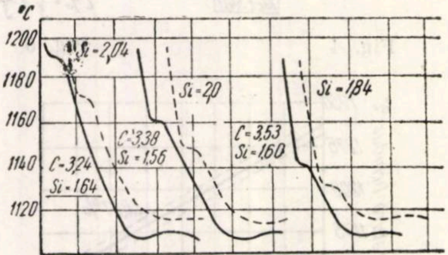


Fig. 8

Grafitul injectat în oală micșorează intervalul de solidificare, iar adaosul de oțel ridică temperatura ambelor puncte de solidificare.

La Gray iron Institute, metoda constă tot în determinarea intervalului de temperatură [6], folosind un utilaj oarecum diferit. Pentru a produce o preîncălzire a pereților miezului și a tecii termocuplului, introducerea fontei se face prin sifon (fig. 9) [6]. Pentru fonta cenușie se recomandă utilizarea unui termocuplu cromel-alumel care se pregătește ca în figura 10. Firele termocuplului (d) sînt introduse într-un tub de cuarț de 50 mm lungime [6], capătul de sudură fiind înlocuit prin răsucirea firelor. Vîrful astfel format este învelit în ciment alundum, apoi firele sînt trase (a), realizîndu-se astfel astuparea găurilor tubului de cuarț. Astfel pregătit, termocuplul are o inerție termică foarte mică, în schimb el trebuie înlocuit după fiecare măsurare. Fonta se toarnă la aproximativ 1 310—1 340°C pentru ca, pe de o parte, să nu depășească cu mult limitele de măsurare ale cromel-alumelului, iar pe de alta să nu fie prea rece. În acest caz se formează în jurul termocuplului o crustă de material solidificat înainte de a începe cristalizarea în toată masa, denaturînd rezultatele. Pentru înregistrare, se utilizează aparataj electric cu viteză mare a benzii.

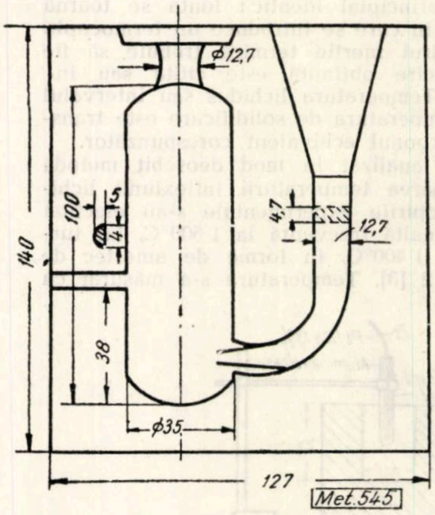


Fig. 9

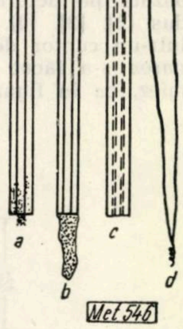


Fig. 10

După determinarea temperaturii lichidus se continuă citirea curbei pînă la temperatura eutectică, pentru a se controla funcționarea termocuplului, deoarece, la fonta fără adaosuri de inoculare, temperatura eutectică variază puțin față de cea corespunzătoare unui anumit carbon echivalent. În tabela următoare se dau, după [6], temperatura lichidus și intervalul dintre temperatura de început și sfîrșit de cristalizare în funcție de Ce, la fontele hipoeutectice $Ce = C\% + 1/3\ (Si\% + P\%)$.

Tabela 1

Ce	Temperatura lihcidus °C	Interval °C	Ce	Temperatura lichidus °C	Interval °C
3,6	1 288	92,7	4,0	1 187,8	50
3,65	1 222,8	87,1	4,05	1 182,2	44,4
3,7	1 218,3	82,1	4,10	1 177,7	38,9
3,75	1 213,3	77,2	4,15	1 171,7	32,7
3,8	1 208,3	71,6	4,20	1 165,5	25,5
3,85	1 202,8	66	4,25	1 159	18,9
3,9	1 197,8	60,5	4,30	1 151,7	11
3,95	1 192,8	55,5	4,35	1 143,3	0

Metoda s-a introdus în peste zece turnătorii ca metodă de lucru curentă. Despre aplicabilitatea industrială a acestei metode ne informează și o altă lucrare [8], arătînd că gradul de precizie realizat în determinările industriale este de ordinul ±0,1%.

Pentru mărirea posibilităților de apreciere a compoziției chimice obținute prin carbonul echivalent determinat, la una dintre aceste turnătorii s-au stabilit următoarele relaţii între Ce şi gradul de albire a probei de structură prin călire, astfel:

Ce mare + înălţime de albire mare = Si mic + C mare
Ce mic + înălţime de albire mare = Si mic + C mic
Ce mare + înălţime de albire mică = Si mare + C mare
Ce mic + înălţime de albire mică = Si mare + C mic.

Proba de structură prin călire [1] constă în turnarea în miez, pe o placă de fontă, a unei epruvete paralelipipedice, avînd grosimea de 12 mm. Înălţimea porţiunii albite variază în funcţie de compoziţia chimică a fontei cercetate.

Compararea temperaturilor obţinute pentru acelaşi Ce în lucrările analizate scoate în evidenţă unele diferenţe destul de importante, deşi în fiecare lucrare se afirmă că între compoziţia chimică determinată prin curbele de răcire şi cea rezultată din analize diferenţele sînt sub 0,1%. Explicaţia constă nu numai în interpretarea oarecum diferită a noţiunii de carbon echivalent, dar şi în faptul că pregătirea probelor s-a făcut în mod deosebit în fiecare caz (cu sau fără adaos de ferosiliciu în oala de turnare, cu temperaturi diferite de supraîncălzire etc.). Analizînd influenţa unor factori asupra curbelor de răcire, în lucrarea [9] se arată că supraîncălzirea măreşte intervalul de temperatură pentru o fontă cu acelaşi Ce.

Rezultatele care se pot obţine în practică însă, lucrînd în condiţiile oarecum identice ale aceleiaşi turnătorii, dau diferenţe neînsemnate, ceea ce explică şi rezultatele obţinute. Oricum, determinarea Ce cu ajutorul curbelor de răcire reprezintă un mijloc de lucru deosebit de interesant şi util, îndeosebi pentru turnătoriile care sînt obligate să realizeze o compoziţie controlată atît pentru elaborarea unor şarje speciale, cît şi pentru conducerea topirii unei fonte cu caracteristici apropiate.

---

[1] *Lapadu-Hargues* şi *Leger, J.* Le contrôle technique. In: Fonderie, nr. 194, 1962. [2] *Humphreys, J. G.* Effect of composition on the liquidus and eutectic temperatures. In: B.C.I.R.A. nr. 5, 1961. [3] *Humphreys, J. G.* şi *Jelley, R.* How to estimate cupola metal composition by means of cooling curves. In: B.C.I.R.A., nr. 5, 1961. [4] *Jelley, R.* şi *Humphreys, J. G.* Rapide thermal analysis as on aid to quality control of cast iron. In: British foundryman, nr. 1, 1962. [5] *Redsham, H. A., Payne, C. A.* şi *Hoskins, J. A.* Gray cast iron control by cooling curve technique. In: Modern castings, nr. 2, 1962. [6] *Krause, D. E.* Rapid control test for carbon equivalent. In: Foundry, mai 1962. [7] *Neuman, F., Schenk, H.* şi *Patterson, W.* Einfluss der Eisenbegleiter auf Kollenstofflöslichkeit, Kollenstoffactivität und Sättigungsgrad in Gusseisen. In: Giesserei, 28.1.1960. [8] *Schaum, J.* Carbon equivalent in 60 sec. In: Modern castings, nr. 3, 1962. [9] *Morrogh, A.* The solidification of cast iron and the interpretation of results obtained from chilled test pieces. In: British foundryman, nr. 5, 1960.

C. Brătescu

Proprietăţile şi domeniile de folosire a reniului

Dezvoltarea tehnicii în cele mai variate direcţii, necesitînd materiale metalice care trebuie să întrunească un complex de proprietăţi remarcabile, a făcut ca în ultimii ani numeroase cercetări să fie efectuate asupra reniului [1]—[6], atît din punctul de vedere al obţinerii sale, cît şi al utilizării în stare pură sau în aliaje. Proprietăţile care au atras în mod deosebit atenţia asupra reniului sînt: temperatură înaltă de topire (3 180 ± 20°C) — depăşit fiind în această privinţă doar de wolfram care are temperatura de topire la 3 410°C — modul de elasticitate foarte mare (47 000 kgf/mm^2), rezistenţă mare la tracţiune la temperaturi ridicate, ductilitate la temperatură normală mai mare decît a wolframului, şi proprietăţi electrice deosebite.

Reniul face parte din grupa metalelor rare disperse, neavînd minereuri proprii.

Principalele proprietăţi ale reniului, comparate cu cele ale wolframului şi molibdenului — unele dintre cele mai utilizate metale rare — sînt date în tabela 1 [7].

Dacă înainte de 1941 producţia mondială anuală de reniu era de ordinul a 120—150 kg, după 1945 — şi în special în ultimii zece ani — ea a crescut foarte mult, atingînd în anul 1960 aproximativ 10 t (fără producţia U.R.S.S.). Totodată, se apreciază că necesităţile actuale depăşesc cu cel puţin 400% gradul de utilizare a reniului în ultimii ani.

O serie de proprietăţi importante au făcut ca reniul, în ciuda preţului său de cost încă foarte ridicat, să fie din ce în ce mai utilizat. Astfel, reniul este foarte stabil la încălzirea în vid sau în atmosferă inertă. De asemenea, el este foarte rezistent la coroziune în medii umede şi în medii agresive; în condiţii obişnuite, aproape nu se dizolvă în HCl şi în H_2SO_4, proprietate care a determinat utilizarea lui în industria chimică pentru protecţia rezervoarelor mari împotriva coroziunii. Reniul este însă dizolvat uşor de acidul azotic. În mediu protector de hidrogen, nu reacţionează cu metalele topite, cum ar fi: Cu, Zn, Sn şi Ag; este însă uşor corodat de aluminiu şi se dizolvă intens în Ni şi Fe. El îşi menţine integritatea şi proprietăţile sub acţiunea prelungită a Al_2O_3 în vid la 1 750°C [8].

În cele ce urmează se redau în mod succint cîteva din utilizările sale, fără pretenţia de a le trece pe toate în revistă, ci mai ales pentru a atrage atenţia asupra principalelor domenii de utilizare a reniului.

Reniul ca element de aliere. Datorită calităţilor lor excepţionale, aliajele pe bază de titan sînt tot mai larg utilizate în tehnica modernă. Unul dintre principalele lor inconveniente îl constituie însă tendinţa de formare a unei structuri β martensitice grosolane, care determină scăderea proprietăţilor mecanice ale aliajului, provoacă apariţia fisurilor, înrăutăţeşte proprietăţile de turnare etc. Reniul, avînd o reţea cristalină hexagonală cu parametrii apropiaţi de cei ai fazei α a titanului, poate constitui germeni de cristalizare a fazei α şi, facilitînd formarea în primul rînd a acesteia din urmă, împiedică apariţia fazei β martensitice.

Introducerea unei cantităţi de 0,1% Re într-un aliaj de Ti cu Al şi Nb determină creşterea rezistenţei mecanice cu 10—11 kgf/mm^2, îmbunătăţeşte proprietăţile de turnare şi de prelucrare mecanică, fără a influenţa negativ asupra greutăţii specifice a aliajului. Adaosuri de 0,05—0,1% Re în aliaje pentru sudură pe bază de titan au dus la îmbunătăţirea structurii cusăturii şi au permis mărirea unghiului de încărcare.

Aliajele de Be-Re se remarcă printr-o foarte mare rezistenţă mecanică, o duritate mare şi o bună plasticitate. Adaosuri de 20—30% Re conferă aliajelor

Tabela 1

Nr. crt.	Proprietăți	Molibden	Wolfram	Reniu
1.	Greutatea atomică	95,95	183,92	186,31
2.	Rază atomică, Å	1,39	1,4	1,37
3.	Greutate specifică, g/cm^3	—	—	21,02 ± 0,01
4.	Temperatură de topire, °C	2 620	3 410	3 180
5.	Temperatură de fierbere, °K	4 800	5 900	5 870
6.	Coeficient de dilatare termică liniară (valoare medie), cm/grad	5,4.10^{-6}	4,5.10^{-6}	6,7.10^{-6}
7.	Rezistență electrică specifică, Ω. cm la : −271,64°C	—	—	2,06.10^{-6}
	20°C	5,17.10^{-6}	5,5.10^{-6}	21,1.10^{-6}
	925°C	—	—	78,0.10^{-6}
	1 725°C	—	—	107,0.10^{-6}
8.	Susceptibilitatea magnetică specifică la 20°C, u.e.m/°C	+0,04.10^{-5}	+0,28.10^{-5}	+0,37.10^{-5}
9.	Potențial normal de electrod, V	+0,25	—	+0,60
10.	Temperatura la începutul recristalizării, °C	950	1 100	1 500
11.	Modul de elasticitate la 20°C, kgf/mm^2	33 600	41 500	47 000
12.	Rezistență la tracțiune, kgf/mm^2			
	— în stare recoaptă, la 20°C	80—120	80—110	115—120
	— în stare deformată, la 20°C	154	200—250	237
	400°C	65	140—180	—
	500°C	—	120	122
	1 000°C	—	75	88
	2 000°C	—	11	14
	2 400°C	—	5,5	5,4
13.	Alungire la 20°C, %			
	— în stare deformată	2—5	1—2	2
	— în stare recoaptă	20—25	0	25—28
14.	Duritate Brinell, kgf/mm^2			
	— în stare deformată	200—250	350—400	500—800
	— în stare recoaptă, la −194°C	370	—	358
	20°C	146	286	274
	400°C	78	137	210
	1 000°C	75	85	144
	1 050°C	73	—	134

de wolfram proprietăți remarcabile de duritate, rezistență mecanică și plasticitate la temperatură obișnuită și la temperaturi ridicate, după cum reiese din tabela 2.

Tabela 2

Materialul	Temperatura începutului recristalizării, °C	Proprietățile mecanice determinate la temperatura de 20°C						σ_r, în kg/mm^2, determinată la temperatura de	
		înainte de recoacere		după recoacere la 1 950°C		după recoacere la 1400—1 600°C			
		σ_r, kgf/mm^2	δ, %	σ_r, kgf/mm^2	δ, %	σ_r, kgf/mm^2	δ, %	1 400°C	2 600 °C
Sîrmă de wolfram	1 100	320	1,5	80	0	—	—	42	7
Sîrmă de aliaj de wolfram cu 21 % Re	1 500	370	1,5	150	6—8	180—190	18—20	67	4

Aliajele de Mo cu 20—30% Re pot fi prelucrate la temperatura ambiantă și pot fi prelucrate la un grad de deformare de 90%, fără încălziri intermediare. De asemenea, prezența reniului determină creșterea temperaturii începutului de recristalizare în aliajele cu bază de Mo, de la 950 la circa 1 350°C.

Introducerea reniului în unele aliaje speciale de Ir-Rh ameliorează foarte mult maleabilitatea acestora. Astfel, adaosuri de reniu în cantitate foarte mică permite laminarea acestora în folii sau trefilarea în fire foarte subțiri.

De asemenea, reniul este un excelent element de aliere pentru obținerea de aliaje cu refractaritate mare.

Aliaje pentru confecționarea termoelementelor. Pentru numeroase procese care se desfășoară la temperaturi înalte și în medii corosive (gaze, metale și zgure topite etc.) sînt necesare aparate care să asigure o măsurare exactă a temperaturii și care să-și păstreze integritatea. În acest scop au fost create termocuple folosind aliaje cu Re, care, afară de rezistență chimică deosebită, au forțe termoelectromotoare de cîteva ori mai mari decît termocuplele obișnuite. În figura 1 sînt redate unele rezultate ale cercetărilor lui S. K. Denișevskii [9], întreprinse în această direcție.

Termocuplele W + 3% Re — W + 15% Re și W + 5% Re — W + 20% Re sînt utilizate în condiții industriale obișnuite pentru a măsura temperaturi care depășesc 1 700°C, cum este, de exemplu, măsurarea temperaturii băii de oțel în cuptoarele Martin sau în cuptoarele electrice cu arc. Aceste termocuple pot fi folosite — pentru măsurările efectuate în vid — pînă la temperatura de 2 400°C. Termocuplele Rh — Pt + 8% Re și Rh — Rh + 8% Re sînt utilizate pentru măsurări exacte, de scurtă durată, la temperaturi de 1 800°C și, respectiv, 1 950°C. Cuplul Re + 30% Ir poate fi utilizat pentru temperaturi pînă la 2 000°C, iar cuplul Re + Ir—W este utilizat pînă la 2 400°C. În atmosferă obișnuită nu se utilizează termocuple din Re — Pt + Re sau Re cu alte metale deoarece, la temperaturi care depășesc 900—1 000°C, afinitatea reniului pentru oxigen este mult prea mare, se produce schimbarea compoziției aliajului, ceea ce duce la erori în indicarea temperaturii. Termocuple ca Re — W și Re — Mo sînt folosite pentru măsurări făcute pînă la 2 200°C și, respectiv, 1 750°C, dar numai în atmosferă de hidrogen, de gaze inerte sau în vid.

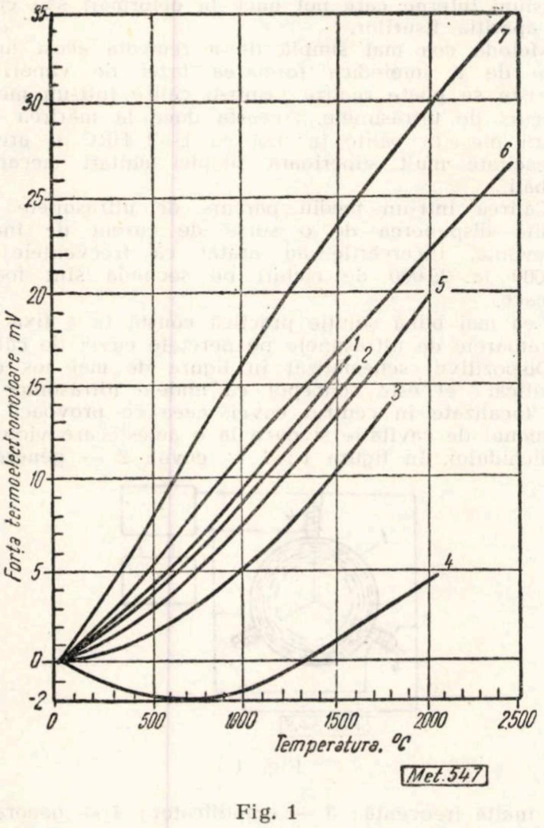


Fig. 1

Utilizări în industria electronică și electrotehnică. După cum s-a arătat, reniul are o temperatură ridicată de topire, presiune de vapori mică la temperaturi înalte în vid, rezistență electrică specifică mare și, de asemenea, o rezistență la rupere la temperaturi mari, în vid înaintat sau în atmosferă inertă, mai mare decît cea a wolframului. Aceste proprietăți au dus la utilizarea sa pe scară din ce în ce mai mare în industria electronică și electrotehnică. Afară de calitățile enumerate mai sus, reniul are avantajul de a nu prezenta, ca wolframul, ciclul de hidrogen în prezența urmelor de umiditate, fapt care a dus la înlocuirea filamentelor de wolfram într-o serie de tuburi electronice și lămpi electrice cu filamente fie de reniu, fie de wolfram acoperit cu reniu, prelungindu-se astfel foarte mult durata de funcționare a dispozitivelor. Experimentări efectuate în atmosferă carburantă și în atmosferă cu urme de umiditate au arătat durata mare de funcționare a filamentelor de reniu (peste 7 000 de ore la 1 750°C) [10].

Avînd o bună emisie termoionică, reniul este folosit la tuburi electronice de descărcare, cu hidrogen sau cu vapori de apă. Se folosește, de asemenea, la lămpile de recepție pentru dispozitive radar în aviație și în tehnica rachetelor, fiind preferat wolframului. Poate fi utilizat ca sursă de lumină în tuburi Roentgen, la semnalizatoare de căi ferate și în alte domenii [11].

Datorită posibilităților mai mari de prelucrabilitate mecanică pe care le au, se preconizează utilizarea unor aliaje de wolfram cu 20% reniu pentru confecționarea elementelor de încălzire, a catozilor și a unor detalii de piese utilizate în tehnica vidului. În acest scop se utilizează și un aliaj de 50% Mo—50% Re, care are proprietăți similare [12].

Reniul și unele aliaje ale sale au, la temperatura camerei, o rezistență de contact mult mai mică decît a wolframului. Numeroase experimentări efectuate în paralel, cu contacte electrice de Re și W, în atmosferă cu 95—98% umiditate, la 45°C, apoi în aer, au arătat că, pentru contacte de reniu, valoarea inițială a rezistenței de contact era de 2,34 μΩ, după 48 de ore de 5,86 μΩ, după 840 de ore de 118 μΩ. Pentru contactele de wolfram, rezistența inițială de contact era de 5,04 μΩ după 48 ore era de 191 μΩ, iar după 840 ore s-a observat distrugerea completă a contactului. Conductibilitatea de contact bună a reniului se explică prin formarea la suprafață a unei pelicule fine cu oxizi, cu o rezistență electrică specifică de 300 μΩ/cm [13].

Această proprietate a determinat utilizarea reniului la confecționarea de contacte electrice, mai ales la magnetourile mașinilor folosite în marină, unde se cere, afară de rezistență la eroziune electrică, și o rezistență mare anticorosivă.

Utilizări în industria chimică. În baza înrudirii proprietăților chimice ale reniului cu proprietățile chimice ale elementelor platinice și, de asemenea, cu cele ale Mo și W, s-a presupus că Re poate fi un bun catalizator. Încercările făcute au dovedit că atît reniul, cît și săruri ale lui, ca ReS_2, Re_2S_7, Fe $(ReO_4)_2$, $AgReO_4$, sau aliaje de Re—Pt, Re—Ag, Re—W, sub formă de pulberi active, sînt buni catalizatori într-un număr destul de mare de procese chimice. Astfel, reniul pe suport de cărbune catalizează reacția de hidrogenare a etilenei, reacția de trecere a ciclohexanului în ciclohexanat la 250°C.

Fiind un catalizator de schimb izotopic, el permite prepararea amoniacului greu plecînd de la deuteriu [14].

Utilizări ale reniului sub forma de acoperire protectoare. Avînd o mare rezistență anticorosivă, reniul este utilizat pe scară destul de largă sub formă de acoperiri protectoare în industria chimică, pentru protecția rezervoarelor de acid clorhidric, și a altor piese care lucrează în medii agresive, precum și a unor instrumente chirurgicale. Avînd o mare rezistență la uzură, el este folosit pentru prelungirea duratei de funcționare a unor filiere din industria mătăsii artificiale. Acoperirile cu reniu au un luciu puternic care se menține multă vreme în aer uscat, ceea ce a determinat utilizarea lor la confecționarea oglinzilor unor dispozitive tehnice și la proiectoare.

Depunerile protectoare de reniu pot fi obținute prin două metode: prin disocierea termică a clorurilor la temperaturi înalte, în atmosferă de azot și argon, și prin depuneri electrolitice din băi acide.

Pe cale galvanică s-au obținut depuneri aderente pe alamă, cupru, argint și tantal. Prin aceeași metodă s-au obținut aliaje de Re—Ni, Re—Co, Re—Cr—Ni, care prezintă însușiri deosebite de rezistență la uzură și coroziune, precum și un bun luciu metalic.

Alte domenii în care se utilizează reniul. Datorită rezistenței mari la uzură pe care o au reniul și aliajele sale, acestea constituie un material excelent pentru confecționarea lagărelor axelor de ceasornice, precum și pentru confecționarea vîrfurilor penițelor (înlocuind osmiul și iridiul), a vîrfurilor ascuțite de compas și a altor dispozitive ascuțite din mecanismele pentru care se cere o centrare perfectă a axelor.

O serie de săruri ale reniului au utilizări industriale în diferite domenii, cum ar fi: fotografia color (sărurile K_2 $(ReCl)_6$ și $KReO_4$, utilizate în calitate de sensibilizatori), industria medicamentelor ($NaReO_4$, utilizată la prepararea unor medicamente pentru tratamentul cancerului) etc.

De asemenea, trebuie să fie menţionat faptul că, datorită înaltei refractarităţi pe care o conferă aliajelor sale, reniul are o utilizare importantă în tehnica nucleară şi în tehnica rachetelor.

Enumerarea succintă a cîtorva domenii de utilizare a reniului dă totuşi o imagine clară a importanţei industriale pe care a căpătat-o acest metal. Folosirea pe scară mai largă — datorită calităţii sale remarcabile — este frînată deocamdată de preţul său de cost foarte ridicat, egal cu cel al platinei, din cauza resurselor destul de restrînse de materii prime folosite pînă în prezent pentru obţinerea sa.

Deşi mineralele de yterbiu şi erbiu (tortweitit şi gadolinit), precum şi columbitul şi tantalitul, conţin procente mari de Re în raport cu răspîndirea lui în natură, totuşi pînă în prezent cele mai importante surse industriale pentru extragerea reniului sînt concentratele de molibdenită şi concentratele de cupru provenite din zăcămintele cupromolibdenice, unde conţinutul de reniu este de obicei de ordinul 10^{-5}—10^{-2}%. Prezenţa sa în minereurile de molibdenită se explică prin faptul că ReS_2 este izomorfă cu MoS_2 şi intră în reţeaua ei cristalină.

Prin prelucrarea concentratelor de molibdenită, reniul se concentrează în mare majoritate în prafurile volatile rezultate la prăjire, după cum este prezent şi în apele rezultate în procesul hidrometalurgiei molibdenului, de unde se extrage.

Schemele tehnologice elaborate pînă în prezent cuprind în esenţă aceleaşi faze, şi anume: leşierea cu apă a prafurilor volatile, prin care Re_2O_7 trece în soluţie, obţinîndu-se $HReO_4$; tratarea soluţiei cu KCl, în vederea obţinerii $KReO_4$; purificarea $KReO_4$ prin spălări şi recristalizări repetate de 5—7 ori; reducerea $KReO_4$ pur cu H_2 în două stadii, în vederea obţinerii Re metalic. De obicei, se trece $KReO_4$ sub formă de NH_4ReO_4, cu scopul de a se obţine, în urma reducerii cu H_2, o puritate avansată a pulberii metalice (cu mai puţin decît 0,02% K). Schemele, deşi simple, sînt de lungă durată, au o productivitate mai scăzută şi implică pierderi mari de metal. Tendinţele actuale sînt de a înlocui metodele clasice cu metode noi, ca extracţia cu solvenţi organici şi schimbul ionic, folosite cu succes în tehnologia obţinerii metalelor utilizate în tehnica nucleară. Aceste metode au dovedit eficacitate mare, simplitate a procesului, volume de material reduse, extracţii în metal foarte înaintate, produse finale foarte pure.

În acelaşi timp, cercetările sînt orientate în direcţia lărgirii bazei de materii prime, spre a se putea realiza o mărire a producţiei de reniu într-un grad însemnat, pentru satisfacerea cerinţelor actuale mereu crescînde.

---

[1] *Melaven, A. D.* Rare metals handbook. New-York, Pergamon Press, 1961. [2] *Schreiter, W.* Seltene Metale, vol. II. Leipzig, 1961, [3] *Zelicman, A. N.* Metallurghia redkih metallov, partea III: Metallurghia passeiannîh redkih metallov. 1958. [4] American society of mechanical eng., paper N 58 — MD — 4. [5] Annals New-York Academy of Sciences, 72, 1958. [6] *Malţev, N. V.* Primenenie redkih metallov v ţvetnoi metallurghii. Moscova, 1961. [7] *Ţîlkina, M. A.* şi *Saviţkii, E. M.* Renii, trudî vsesoiuznogo soveşciania po probleme renia. Moscova, Izd. AN SSSR, 1961. [8] *Sims, Ch. T.* şi *Jaffee, R. I.* Trans. am. soc. of metals 52, 1960. [9] *Danişevskii, S. K.* Renii. Moscova, Izd. AN SSSR, 1961. [10] *Gaines, G. B.* şi *Sims, Ch.* Journal of electrochem. soc., *106*, 1959, p. 881. [11] *Koronţievici, V. K.* Primenenie redkih metallov v maşinostroenii. Moscova, 1961. [12] *Darbinian, M. V.* Renii Moscova, Izd. AN SSSR, 1961. [13] *Sims, Ch. T.*, *Gaines, G. B.* şi *Jaffee, R. I.* Rev. scient. instrum., *30*, nr. 2, 1959. [14] *Taylor, H. S.* Journal chem. phys. 47, 1950 ,p. 1225.

L. Drăgan

Utilizarea ultrasunetelor în operaţiile de călire. R. F. Harvey. În: La métallurgie et la construction mécanique **94**, nr. 12, dec. 1962.

Este cunoscut că principalul obstacol în realizarea unei căliri uniforme îl constituie filmul de vapori care se formează la suprafaţa pieselor călite într-un lichid, oricare ar fi el: apă, apă cu sare, ulei sau sare topită. Cînd este vorba de piese cu secţiune variabilă, filmul de vapori, persistînd mai mult pe părţile mai groase decît pe cele subţiri, provoacă tensiuni interne care pot duce la deformări sau chiar la apariţia fisurilor.

Metoda cea mai simplă de a remedia acest lucru este de a împiedica formarea fazei de vapori şi aceasta se poate realiza printr-o călire într-un mediu parcurs de ultrasunete. Aceasta duce la mărirea durităţii pieselor călite în ulei cu 1—2 HRC şi are o eficacitate mult superioară simplei agitări mecanice a băii.

Călirea într-un mediu parcurs de ultrasunete necesită dispunerea de o sursă de curent de înaltă frecvenţă. Încercările au arătat că frecvenţele de 20 000 la 25 000 de cicluri pe secundă sînt foarte eficace.

Cea mai bună soluţie practică constă în a fixa generatoarele de ultrasunete pe peretele cuvei de călire.

Dispozitivul schematizat în figura de mai jos este verificat; el este conceput ca undele ultrasonice să fie focalizate în centrul cuvei, ceea ce provoacă fenomenul de cavitaţie şi duce la o amestecare violentă a lichidului. În figura 1: *1* — cuvă; *2* — generator de înaltă frecvenţă; *3* — amplificator; *4* — generator de ultrasunete.

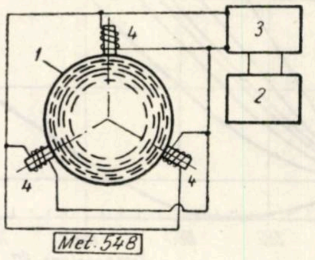


Fig. 1

Pentru a obţine o călire bună este importantă nu numai alegerea amplasării generatoarelor de ultrasunete, ci şi a materialului magnetostrictiv care va servi la construirea acestor generatoare.

Este indispensabil ca materialul să aibă un coeficient bun de cuplaj, adică să asigure un randament ridicat al transformării energiei magnetice în energie mecanică. Aliajele pe bază de nichel sînt cunoscute ca materiale magnetostrictive, iar printr-un adaos de cobalt coeficientul de cuplaj se măreşte apreciabil, astfel că de la un coeficient de cuplaj de 31% pentru Ni se poate ajunge la 46% în cazul aliajului Ni18Co.

O altă condiţie este impusă materialelor magnetostrictive de către temperaturile relativ ridicate la care se practică anumite căliri.

Pentru ca generatoarele de ultrasunete să păstreze un randament bun în acest caz, trebuie ca proprietăţile aliajelor magnetostrictive utilizate să fie puţin influenţate de creşterea temperaturii. Este deci necesar să se facă apel la materialele cu punct Curie ridicat; cel al Ni nu este decît de 355°C, în timp ce cel al Co este de 1 120°C, acesta din urmă fiind şi elementul de aliere ideal. Temperatura Curie a aliajului Ni18Co este de 580°C şi cea a 2VPermendur (49% Fe, 49% Co, 2% V), aproximativ de 1 000°C. Acesta din urmă prezintă una dintre cele mai ridicate valori de magnetostricţiune pozitivă şi deci este unul dintre cele mai bune aliaje folosite la fabricarea generatoarelor de ultrasunete.

A. G.

RECENZII

Studii şi cercetări de metalurgie, nr. 1, 1963, cuprinde două articole din domeniul metalurgiei fizice, un articol din domeniul metalurgiei metalelor neferoase, o lucrare din sectorul metalurgiei pulberilor şi două articole din domeniul preparării minereurilor şi materialelor auxiliare.

În lucrarea „Viteza de grafitizare a fontei albe în domeniul temperaturilor critice (670—750°C)", autorul (Jan Raczka) studiază grafitizarea fontei maleabile în domeniul temperaturilor critice, urmărind determinarea duratei minime a recoacerii în acest interval de temperatură.

Cunoaşterea intervalului optim al temperaturilor critice, precum şi a vitezei de grafitizare în limitele acestor temperaturi, prezintă o deosebită importanţă pentru recoacerea fontei maleabile.

Cercetările făcute cu aliajele tehnice pure şi industriale au arătat că numărul separărilor de carbon de recoacere pentru fiecare tip de fontă, stabilit în timpul primului studiu de grafitizare, nu se modifică practic, indiferent de durata încălzirii în domeniul temperaturilor critice. Mărimea separărilor de carbon de recoacere stabilită în timpul primului studiu de grafitizare creşte o dată cu durata de încălzire a fontei la temperaturi subcritice. Această creştere este determinată de grafitizarea cementitei eutectoide.

Din cercetările efectuate rezultă că viteza de descompunere a cementitei eutectoide depinde de temperatura la care are loc recoacerea. Stabilind durata minimă de recoacere la temperatura dată necesară pentru terminarea procesului de grafitizare a cementitei eutectoide, a putut fi stabilită influenţa temperaturii asupra procesului de grafitizare pentru toate felurile de fonte studiate.

În articolul „Efectul cîmpului magnetic asupra vitezei de oxidare a fierului", autorii *D. Cismaru* şi *G. D. Cismaru* studiază efectul unui cîmp magnetic exterior asupra vitezei de oxidare a fierului între 520—580°C, adică în condiţiile în care rezultă Fe_3O_4 ca produs de oxidare principal. Rezultatele cercetărilor au condus la concluzia că, în intervalul de temperatură considerat, viteza de oxidare a fierului este influenţată de un cîmp magnetic exterior de 68,3 oersted. Aceasta creşte cu circa 14%, diferenţele fiind mai mici la începutul procesului.

Cinetica procesului de oxidare urmează o lege parabolică atît în lipsa cîmpului magnetic, cît şi în prezenţa lui, dar exponentul ecuaţiei care reprezintă legea de oxidare variază între 2,40—2,50. Energia de activare în ambele procese este aceeaşi (18 655 cal/mol).

Din domeniul metalurgiei metalelor neferoase face parte lucrarea „Contribuţii la obţinerea aluminiului de înaltă puritate", în care autorii *S. Radu* şi *L. Niederkorn* descriu o instalaţie de topire zonară de încălzire cu curent de înaltă frecvenţă la realizarea căreia s-au adus unele contribuţii originale.

Încercările efectuate au permis să se determine valoric viteza maximă de zonare în vederea purificării avansate a aluminiului.

S-au stabilit condiţiile optime de lucru pentru obţinerea aluminiului de înaltă puritate, care poate fi folosit cu succes la dozarea siliciului pentru redresoarele de putere.

În lucrarea „Studiul proprietăţilor materialelor metaloceramice din sistemul Al—Al_2O_3, elaborate din pulberi atomizate oxidate artificial", autorul *I. Oprescu* prezintă studiul de laborator al principalelor proprietăţi mecanice şi fizico-chimice ale materialelor aparţinînd zonei metaloceramice a sistemului Al—Al_2O_3 care au fost elaborate pornind de la o pulbere atomizată cu un diametru statistic mediu de 50.

Oxidarea acestei pulberi pînă la un conţinut maxim de 50% de Al_2O_3 (în greutate) a fost realizată prin atac cu soluţii diluate de NaOH urmată de tratament termic; materialele au fost elaborate prin presare la rece, presare la cald, represare la cald şi tratament termic.

Se prezintă variaţia proprietăţilor în funcţie de conţinutul de oxid în comparaţie cu materiale similare şi aliaje uzuale de aluminiu.

S-au studiat proprietăţile mecanice la temperatura camerei la cald (între 300 şi 450°C) şi la temperatura camerei după 100 h de încălzire la diverse temperaturi.

Autorul conchide că asocierea optimă de proprietăţi este prezentată de materialele conţinînd 25% Al_2O_3.

În domeniul preparării minereurilor şi materialelor auxiliare, *M. Guran* semnează lucrarea „Studiul unui traductor spectrofotometric pentru reglarea automată a consumului de xantat în instalaţiile de flotaţie".

După ce s-au descris metodele întrebuinţate pînă în prezent pentru reglarea consumului de reactivi în instalaţiile de flotaţie, autorul prezintă traductorul spectrofotometric, principiul de lucru, studiul, realizarea şi verificarea prin încercări de laborator şi industriale. Acest aparat a permis să se pună la punct o nouă metodă de control continuu al reziduurilor de xantat conţinute în apele de flotaţie tulburi şi de a regla automat consumul de xantat. Autorul prezintă schemele de structură ale sistemului automat însărcinat cu controlul şi reglarea cantităţii de xantat. Concluziile cuprind recomandări şi propuneri.

În acelaşi domeniu, *Ionescu D.*, *Păun A.* şi *Dobrescu L.* prezintă lucrarea „Posibilităţi de îmbunătăţire a procesului de semicarbonizare în strat fluidizat pentru necesităţile cocsului metalurgic".

Necesităţile crescînde de semicocs cerut de fabricarea cocsului metalurgic cu huile de gaz şi cărbuni necocsificabili din Valea Jiului au condus la aplicarea cu succes a procedeului de semicarbonizare în strat fluidizat în cuptoarele „carbofluid". Bazîndu-se pe studiile şi cercetările lor, autorii au determinat parametrii şi condiţiile cerute pentru îmbunătăţirea funcţionării acestor cuptoare. Principalele concluzii sînt:

1. Descompunerea termică a cărbunelui PAL cu formarea de gudron şi gaz combustibil începe la 300°C, limită la care se poate preconiza încălzirea prealabilă.

2. Temperatura optimă de semicarbonizare a cărbunilor PAL este 500°C. La această temperatură randamentul în semicocs, gudron şi potenţial calorific al gazului combustibil în valori maxime şi materiile volatile ale semicocsului se încadrează în limitele impuse de degresant pentru o şarjă de cocsificare.

3. Reîncălzirea prealabilă a cărbunelui la 200°C, a gazului de furnal înalt precum şi a aerului la 500°C reduce cu circa 65% diluarea subproduselor de către gazele arse.

Pe lîngă aceste lucrări, revista mai cuprinde o informare despre „Consfătuirea ştiinţifică romîno-sovietică privitoare la chimia fizică a electroliţilor topiţi" şi recenziile următoarelor cărţi: „Presarea la cald"; „Uzinele de prelucrare a minereurilor uranifere din ţările capitaliste"; „Cercetarea acţiunii reactivilor la flotaţia cărbunilor"; „Observarea directă a imperfecţiunilor în cristale".

M. S.

I. V. VALISOVSKII şi I. I. MEDVEDEV — **Încercările tehnologice ale materialelor de formare** (Tehnologhiceskie ispitania formovocinîh materialov). Maşghiz, 1963 223 pag., 131 fig.

În lucrarea recenzată sînt analizate cele mai importante metode nestandardizate de încercare a amestecurilor de formare. Pentru asigurarea unei unităţi mai complete a materialului, autorii au tratat şi unele metode standardizate.

În prima parte sînt expuse metodele de încercare, directe şi indirecte, a umidităţii, permeabilităţii, proprietăţilor mecanice la temperaturi normale, proprietăţilor plastice, porozităţii, higroscopicităţii şi capacităţii de formare a aderenţelor.

Partea a doua se referă la încercările amestecurilor la temperaturi ridicate şi în condiţiile de reacţie cu metalul lichid. Este vorba de proprietăţile mecanice la temperaturi ridicate, proprietăţile termofizice, capacitatea de degajare a gazelor, presiunea gazelor în forme şi miezuri la turnarea metalului, deformările termice şi tensiunile, compresibilitatea amestecurilor de formare şi miez, proprietăţile de antiaderenţă şi de demulare etc.

Foarte valoroasă este metoda de expunere a materialului: autorii prezintă la începutul fiecărui capitol bazele tehnico-ştiinţifice ale fenomenelor legate de proprietăţile materialelor de formare şi apoi metodele de încercare.

În afară de aceasta, destul de frecvent se fac observaţii critice şi recomandări privind precizia şi domeniul de aplicare a diferitelor metode.

Deosebit de interesantă ni se pare îndeosebi partea a doua a lucrării, unde autorii au reuşit să sintetizeze şi să sistematizeze un material foarte bogat cu ultimele realizări în acest domeniu, obţinute pe plan mondial. Multe capitole, ca de exemplu cele referitoare la proprietăţile antiaderente şi deformările termice ale amestecurilor de formare, cuprind numeroase date originale ale autorilor.

Partea valoroasă a lucrării constă şi în aceea că în lucrare sînt prezentate schemele complete ale aparatelor, ceea ce uşurează execuţia acestora în uzine şi laboratoare.

Fără îndoială că lucrarea recenzată este cea mai completă din literatura tehnică de specialitate în acest domeniu. Ea este destinată inginerilor şi cercetătorilor care se ocupă cu studiul amestecurilor de formare, cadrelor didactice şi studenţilor de la facultatea de metalurgie.

L. Sofroni

J. R. TINKLEPAUGH, W. B. CRANDALL. **Kermetî** (Cermeturi). Izdatelstvo inostrannoi literaturî, Moscova, 1962, 367 p.

Cermeturile reprezintă o clasă nouă de materiale ceramometalice, cu bază ceramică şi component metalic, de obicei refractar, obţinute prin metodele metalurgiei pulberilor, cu o remarcabilă comportare la cald, la temperaturi peste 1000°C.

În ultimii ani această denumire s-a extins asupra tuturor materialelor mixte, metal sau aliaj metalic (uşor fuzibil sau refractar) + material ceramic cu bază metalică („metaloceramice") sau cu bază ceramică („ceramometalice").

Utilizînd metodele metalurgiei pulberilor există posibilitatea de a se obţine aceste materiale cu proprietăţi noi, în care sînt reunite faze cu proprietăţi foarte diferite (faza metalică avînd ductibilitate, conductibilitate termică ridicată, tenacitate, rezistenţă la şoc; faza ceramică, duritate şi refractaritate, stabilitate structurală, inerţie chimică).

Avînd în vedere multiplele utilizări ale acestor materiale în domeniile noi ale tehnicii moderne şi în special în tehnica nucleară, lucrările de cercetare pe plan mondial privind aceste materiale sînt în prezent în plină şi rapidă dezvoltare.

În acest sens apariţia cărţii de faţă în anul 1962, în traducere din limba engleză în limba rusă, a fost primită cu deosebit interes, de toţi lucrătorii ştiinţifici preocupaţi de studierea, realizarea şi aplicarea acestor materiale.

Cartea „Cermeturi" apărută sub redacţia lui J. R. Tinklepaugh şi W. B. Crandall reprezintă o culegere de materiale ce tratează problema cermeturilor pentru temperaturi ridicate, cu bază de oxizi şi carburi, insistîndu-se asupra cermeturilor cu bază de oxid de aluminiu şi a celor cu bază de carbură de titan.

În cele 8 capitole în care este împărţită lucrarea sînt expuse următoarele teme: bazele fizico-chimice ale cermeturilor, prepararea oxizilor şi carburilor, tehnica preparării cermeturilor, cermeturi cu bază de oxizi, cermeturi cu bază de carburi şi utilizările cermeturilor.

O importanţă deosebită se acordă în lucrare bazelor fizico-chimice ale cermeturilor (cap. 1) insistîndu-se asupra: fenomenului de interacţiune a fazelor componente din cermeturi în timpul sinterizării, tensiunii superficiale a metalelor şi aliajelor în stare lichidă, energiei superficiale a substanţelor dure şi studiului microstructural al cermeturilor.

În capitolul rezervat tehnologiei obţinerii cermeturilor sînt indicate procedee noi, de turnare în pastă, recent aplicat în practică, de impregnare, proces specific metalurgiei pulberilor, de sinterizare a cermeturilor sub presiune prin trecerea curentului electric (utilizat în special pentru sinterizarea comprimatelor din carburi de tungsten şi titan) etc.

Cermeturile cu bază de oxizi şi de carburi sînt prezentate foarte detaliat atît în ceea ce priveşte tehnica obţinerii lor, cît şi proprietăţile fizico-chimice şi mecanice ale acestora, indicîndu-se în numeroase tabele şi diagrame caracteristicile mai importante care justifică folosirea cermeturilor în domenii atît de numeroase şi variate.

Cartea se încheie cu o amplă prezentare a domeniilor de utilizare a cermeturilor: în electrotehnică, ca materiale de fricţiune, în tehnica nucleară, în industria aviatică etc.

Literatura de specialitate citată în lucrare este foarte bogată şi în afară de referinţele bibliografice indicate de autorii fiecărui capitol la sfîrşitul acestora, cartea se încheie cu publicaţiile de specialitate, apărute în perioada 1950—1959, totalizînd 544 referinţe. Ediţia sovietică conţine încă un supliment de 109 citate bibliografice reprezentînd lucrările sovietice din acest domeniu, publicate între anii 1938—1961.

Cartea se adresează lucrătorilor ştiinţifici, inginerilor şi tehnicienilor, care activează în domeniul metalurgiei pulberilor, preocupîndu-se de materialele cerute de noile domenii ale tehnicii moderne, fiind de asemenea utilă şi studenţilor din institutele de învăţămînt superior.

A. Protopopescu

FELDMAN D. H. **Holodnîie vîdavlivanie stalnîh detalei** (Extruziunea la rece a pieselor din oţel). Editura pentru literatura străină, Moscova, 1963.

De curînd a apărut în librăriile din ţara noastră traducerea din limba germană în limba rusă a cărţii lui D. H. Feldman „Extruziunea la rece a pieselor din oţel". În această carte sînt expuse problemele de bază ale procesului tehnologic de obţinere prin deformare plastică la rece a pieselor din oţel. De asemenea, sînt descrise metodele de alegere şi de pregătire a semifabricatelor, de dimensionare şi execuţie a sculelor necesare şi determinare a parametrilor de putere şi viteză de lucru a utilajelor.

Paralel cu acestea, lucrarea tratează o serie de probleme legate de influenţa extruziunii la rece asupra proprietăţilor mecanice ale pieselor extrudate, transformările ce au loc în timpul extruziunii, precum şi tratamentul termic necesar. În lucrare se dau, de asemenea, foarte multe exemple de piese din oţel, care în ultima vreme se obţin în mod curent prin extruziune la rece, precum şi procesele tehnologice de execuţie, sculele şi utilajele necesare.

Aşa după cum arată însuşi autorul, prin apariţia acestei cărţi în literatura de specialitate, pentru prima oară se face încercarea de a generaliza probleme de extruziune la rece a oţelului pe baza experienţei şi cunoştinţelor actuale, incluzîndu-se şi metode simple de calcul al forţelor necesare deformării.

Cartea este destinată inginerilor şi tehnicienilor care lucrează în întreprinderile constructoare de maşini, putînd fi folosită şi de cercetătorii din domeniul deformaţiilor plastice, precum şi de studenţii institutelor tehnice şi politehnice.

V. Popescu

La Fonderie Belge nr. 10—11/1962 — Forul internațional al turnătoriei G.I.F.A.; *L. de Pauw* — Fontele nodulare refractare și utilizarea lor; *F. Andson* — Efectul reacției metal-formă și al grosimii secțiunilor asupra proprietăților pieselor turnate din bronz; *H. Gitter și H. Rathgeber* — Cercetări asupra influenței lianților și metodelor de formare asupra lacurilor de model; nr. 12/1962 — *F. Dabel* — Fluxurile în turnătoriile de metale ușoare; Congresul național 1962 A.T.F.B.; nr. 1/1963 — *A de Sy și colab.* — Influența nefavorabilă a minelor de plumb asupra structurii grafitului și proprietăților mecanice ale fontelor cenușii; *D. R. Thorneycroft* — Sudarea fontei cu grafit nodular; Nr. 2/1963 — *G. Ulmer* — Adaptarea recuperatorului C.T.I.F. la cubilou pentru preîncălzirea aerului pînă la 500°C; *A. Pirson* — Centrul belgian al turnătoriilor și micilor întreprinderi.

Archiv für das Eisenhüttenwesen Nr. 12/1962 — *K. H. Karsch* — Importanța viscozității și a tensiunii superficiale a unei băi în procesul de formare a zgurei; *H. Krainer și colab.* — Contribuții la cinetica procedeului de suflare cu oxigen; *W. A. Fischer* și *J. A. Schmitz* — Comportarea la recoacere a incluziunilor de wüstită în fier; *U. Feldmann* — Calculul aproximativ al activității chimice a componenților sistemelor ternare folosind un număr mic de valori inițiale; *H. Opitz* și *W. König* — Prelucrabilitatea pieselor de oțel Ck45 obținute la diferite turnări; *H. Opitz și colab.* — Influența incluziunilor oxidice asupra prelucrabilității oțelului Ck45 prelucrat cu scule de metal dur; *H. J. Schüller și colab.* — Dependența potențială în coroziunea intercristalină a unui oțel austenitic revenit cu crom-nichel; *M. Nachen și K. Müller* — Cercetări asupra precipitărilor discontinue în aliajele austenitice de turnare cu crom-mangan-nichel conținînd carbon și azot; *W. Köster și M. Speidel* — În legătură cu echilibrul în sistemul ternar fier-cobalt-mangan; *W. Steiner și O. Krisement* — Căldura de formare a aliajelor fier-cobalt alpha și gamma.

Izvestia vissșih ucebnîh zavedenii. — Ciornaia metallurghia Nr. 1/1963 — *V. G. Korpacev și colab.* — Despre aprecierea compoziției stratului superficial în topiturile oxidice; *S. I. Filippov și colab.* — Despre studiul experimental al procesului de apariție a fazei gazoase în topiturile metalice; *V. V. Kundakov și D. I. Rîjonkov* — Influența bazicității asupra vitezei de reducere a fusului din topituri de zgură cu carbon solid; *V. A. Grigorian și I. A. Mihaev* — Cinetica și mecanismul desulfurării zgurei sistemului $CaO—SiO_2—Al_2O_3$ în vid; *U. Dinien și colab.* — Tensiunea superficială a zgurelor din sistemul Fe—CaO; *V. B. Gankin și G. N. Oiks* — Mecanismul cristalizării oțelului necalmat la turnarea continuă; *E. I. Isaev și colab.* — Proiectarea construcției raționale a paharelor și dopurilor pentru turnarea continuă a oțelului; *V. P. Perepelkin* — Cu privire la articolul „Azotarea manganului metalic cu amoniac"; *I. M. Cijikov* — Teoria similitudinii procesului de laminare; *P. I. Poluhin și colab.* — Studierea stării de tensiune și deformare la laminare — Comunicarea I; *I. U. Tarnovski și A. N. Scorohodev* — Deformarea, eforturile și calculul energiei la laminarea profilelor T în calibre cu muchie; *A. P. Cekmarev și colab.* — Presiunea specifică la laminarea cu cilindri cu rază variabilă; M. *I. Boiarșinov și A. F. Pimenov* — Influența crestării suprafeței cilindrilor asupra gradului de deformare la dresajul benzii; *G. I. Belcenko și A. A. Baranov* — Influența unor elemente la prinderea oțelului la deformarea la cald; *I. K. Suvorov* — Legătura dintre frecarea de contact și condițiile stării de tensiune la deformarea plastică a metalelor; *M. A. Krištal* — Microdefectele stratului de difuzie în aliajele feroase; *L. I. Mirkin* — Structura stratului superficial la șlefuirea oțelului eutectoid călit; *E. G. Povolоțki și colab.* — Despre viteza de răcire a aliajelor magnetice; V. *M. Grebenik și M. A. Tîlkin* — Extinderea dependenței dintre caracteristicile statice și de oboseală în cazul călirii și revenirii oțelului; *M. P. Braun și colab.* — Transformarea austenitei subrăcite în oțelurile cu diferite grade de aliere; *I. A. Evtiușkin* — Despre fragilitatea oțelului rapid de scule turnat; *E. N. Pogrebnoi* — Despre forma incluziunilor de grafit în oțelul grafitizat; *N. G. Lahman și B. G. Livșit* — Schimbarea unor proprietăți fizice ale aliajului Iu14G3 în procesul de încălzire și după revenire; *V. A. Fuklev* — Cu privire la evacuarea continuă a fontei din cubilou; *A. E. Krivoșeev și N. M. Fetisov* — Influența rezistenței termice a formelor de turnare asupra formării retasurii de contracție în piesele turnate din oțel; *E. M. Goldfarb* — Noua transformare integrală finită pentru problema transmisiei temperaturii și masei; *K. Doicev și E. M. Stepanov* — Strat suspendat în cîmpul fontelor electrice; *M. A. Glinkov și B. G. Diacikov* — Compararea unor instalații de încălzire după caracteristicile lor de ionizare; *N. I. Svinolobov și I. D. Semikin* — Dinamica procesului de topire; *V. I. Kaganov și colab.* — Despre metoda optimă de calcul a asimilării de căldură de către baia cuptorului Martin; Nr. 2/1963 — *B. P. Burilev* — Influența elementelor de aliere asupra activității carbonului în fierul lichid; *I. P. Nikitin și colab.* — Despre extragerea fierowolframului din zgurele de la haldă cu ajutorul curentului electric; *G. A. Toporișcev și O. A. Esin* — Caracteristicile termochimice ale silicaților de mangan; *I. M. Potebnia și V. I. Litvinenko* — Cercetarea lucrului curentului de gaz în partea superioară a cuvei la insuflare de aer combinat; *A. S. Kukarkin și B. I. Kitaev* — Studierea cauzelor variației presiunii aerului cald la gurile de vînt ale furnalelor; *N. I. Biriukov și A. N. Morozov* — Modelarea proceselor de prelucrare a metalului cu zgură în oală; *S. I. Sobkin* — Repartizarea cromului între metal și zgura bazică Martin; *E. I. Arzamasțev și P. V. Umrihin* — Despre procesul topirii în cuptor Martin bazic cu folosirea minereului de mangan sărac; *E. I. Kaginov și S. I. Hitorik* — Perioada de dezoxidare la topirea electrică a oțelului inoxidabil; *E. T. Malîh* — Despre unii parametri limită ai laminării la laminarea de tablă; *V. A. Nicolaev* — Determinarea brațului momentului la laminarea între cilindrii netezi; *N. I. Baimov* — Despre alegerea graficului rațional al vitezei de laminare la laminoarele reversibile; *V. I. Grigorkin* — Cu privire la natura durificării oțelurilor austenitice; *I. N. Bogacev și G. S. Davidov* — Influența volumului transformării martensitice la grafitizarea fontelor albe; *R. A. Riabov și P. V. Geld* — Despre cinetica degazării pieselor de oțel; *I. V. Grdina și A. F. Sofrașenko* — Prelucrarea mixtă termo-chimică a oțelului; *D. I. Povolațki* — Condițiile formării fulgilor în oțel; *N. A. Nesterov și I. V. Grdina* — Cu privire la studiul aliajelor cu durificare dispersă pentru scule; *I. P. Vasin* — Analiza termodinamică a atmosferei gazoase în formele de turnătorie; *F. K. Tkacenko* — Cu privire la mecanismul influenței călirii inițiale asupra grafitizării fontei albe; *P. T Oreșkir și colab.* — Conductibilitatea electrică a refractarelor oxidice la temperaturi înalte; *E. M. Goldfarb și L. V. Legaveț* — Determinarea frecvenței optime a conectării cauperelor la furnal; *V. P. Timbal* — Despre posibilitatea conducerii automate a procesului de ardere a carbonului; *V. M. Grebenik și colab.* — Cercetări experimentale ale momentului de răsturnare al convertizorului; *I. I. Vișenski* — Cu privire la precizia cîntăririi materialelor încărcăturii ; *E. V. Palmov și A. M. Saburov* — Prinderea tablei între cuțite și procesul stabilit pentru tăierea la foarfecele cu discuri ; *N. S. Kohomski* — Metodă cantitativă de apreciere a influenței tratamentului chimico-termic și a structurii oțelului asupra sensibilității muchiilor ascuțite la smulgeri și strivire.

Revue de Métallurgie Nr. 4/1963 — *A de Lavareille și colab.* — Defosforarea oțelului în cuptor bazic cu arc. Extinderea procedeului OLP ; *F. Gely* — Folosirea produselor refractare electrotopite în siderurgie ; *G. Ranque* — Aparataj pentru încercările la cald ale aliajelor refractare ; *W. Peter și H. Spitzer* — Influența topirii sub vid asupra fragilității la cald a oțelului cu wolfram pentru funcționare la cald ; *R. Develay* — Structuri și rezistența la oboseală a barelor din aliaje T—A4M și T—A6V destinate fabricării buloanelor ; *C. Leymonie și colab.* — Evoluția compozițiilor fritate Al—Al_2O_3 prin încălzire pînă la topire ; *W. Peter și H. Müller* — Cercetări privind influența deformării la rece sau la cald asupra caracteristicilor tehnologice la temperatura ambiantă și la cald ale aliajelor cu bază re nichel de mare rezistență la cald.

Les Mémoires scientifiques de la Revue de métallurgie Nr. 2/1963 — *A. Hamelin* și *C. Goux* — Contribuții la studiul recristalizării monocristalelor și bicristalelor de aluminiu pur ; *J. Charbonnier* și *J. C. Margerie* — Studiul microsegregărilor în aliajele fier-carbon-siliciu de puritate variabilă ; *J. Plusquellec și colab.* — Comportarea hidrogenului în oțelul ecruisat înainte sau după încărcarea electrolitică ; *A. Accary* și *T. Trouvé* — Noua metodă de determinarea energiei de activare a difuziei. Aplicare la monocarbura de uraniu ; *G. Saintfort și colab.* — Proprietăți mecanice la cald ale aliajelor fier-aluminiu cu conținut ridicat de aluminiu ; *J. R. Maréchal* — Prezența azotului în obiectele vechi de oțel. Considerații asupra evoluției siderurgiei pînă în sec. XV ; *P. Kozakevitsch* și *G. Urbain* — Influența anumitor elemente dizolvate asupra vitezei de dizolvare a azotului în fier lichid ; Nr. 3/1963 — *H. Yonssef* și M. *Eudier* — Fritarea în fază solidă a pulberilor de metale pure ; *C. Broquet și colab.* — Fritarea cu apariția de fază lichidă ; *H. Loriers și colab.* — Compatibilitatea oțelurilor inoxidabile cu CO_2 la temperaturi ridicate ; *R. Theisen* — Aplicațiile microsondei Castaing la microanaliza elementară și structurală a aluminiului fritat ; *G. Ciseron* — Cîteva aplicații ale unui nou dilatometru înregistrator la temperatură înaltă ; *H. C. Davis* și *H. J. Allsopp* — Cîteva procedee tehnice folosite în analiza metalurgică la joasă presiune ; *J. Pomey* — Progrese recente și tendințe actuale în carbonitrurare și nitrurare ;

La metallurgia italiana Nr. 1/1963 — *L. Cambi* — Istoricul electrometalurgiei în Italia ; *F. Baldi* și *F. Cappelli* — Determinarea modalităților de control și recepție a tuburilor sudate de diametru mare ; M. *Forezi* și *N. Chinaglia* — Injectarea păcurii în furnalul nr. 3 de la uzina Oscar Sinigaglia din Italsider S.p.a. ; Nr. 2/1963 — *R. Tomei* — Influența elementelor considerate impurități asupra caracteristicilor mecanice și a indicelui de calitate a aliajului de tip U.M.I. 35 CM4 călit și revenit ; *L. Cavallaro și colab.* — Examen electrochimic al condițiilor particulare de pasivare a oțelurilor inoxidabile în prezența agenților tensio-activi. Cercetări asupra cîtorva acizi organici ; *C. Dufour Berte* — Grilaj magnetizant și desulfurant din minerale mixte hematitopirite ; Nr. 3/1963 — *T. Songa* — Studiul pentru rezolvarea problemelor de coroziune de interes industrial : considerații generale și exemple practice ; *G. Sironi și colab.* — Coacerea și prereducerea peletelor magnetitice pe grilă ; *E. Calamari* — Tratamentul termic al tolelor subțiri magnetice cu cristale orientate în cuptor continuu.

Hutnické listy Nr. 1/1963 — *M. F. Kessler* — Baza materiilor prime, dezvoltarea și perspective de producere a cocsului metalurgic în lume ; *K. Scheidig* și *G. Gruson* — Unele relații dintre mersul furnalului și proprietățile cocsului ; *T. Myslivec* și *J. Chvojka* — Producerea oțelurilor Martin cu conținut mediu de aliere și influența tehnologiei de producere asupra calității lor ; *L. Skovajsa* — Probleme privind durata și întreținerea căptușelii bazice a cuptoarelor Martin ; *M. Vojtovič* și *M. Židek* — Influența temperaturilor finale de ambutisare asupra proprietăților oțelurilor de cazane cu conținut scăzut de carbon ; *R. Strubl* — Perspective de folosire a minereurilor din Chevaletice ; *L. Hyspeká și colab.* — Tratamentul termomecanic al oțelurilor de construcție ; Nr. 2/1963 — *G. Gruson* și *A. Seichter* — Metodica analizei petrografice a cocsului ; V. *Holubář* și *M. F. Kessler* — Contribuții la determinarea porozității și densității cocsului ; *J. Hrubý* — Obținerea de lingotiere din fontă lichidă prin adăugare de oțel lichid ; *Č Duchoň* și V. *Vondrášek* — Tratamentul termic al oțelurilor moi cu carbon calmate cu aluminiu și studiul influenței sale asupra proprietăților, mai ales a rezistenței la îmbătrînire ; *J. Haoliček* — Contribuții la metodica de calcul a presiunii de laminare în timpul laminării la rece ; *J. Holécsy și colab.* — Teoria și verificarea experimentală a prelucrării continue a minereurilor de Cu în convertizor ; V. *Dědek* — Deformarea la rece și condițiile de recoacere a benzilor de oțel cu conținut ridicat de carbon ; *R. Hromek* — Folosirea presiunii ridicate a gazului de furnal în turbinele cu detentă ; *P. Dösěl* — Proprietățile mecanice ale oțelului cu crom-vanadiu călit izotermic ; Nr. 3/1963 — *S. Černoch* — Îmbunătățirea condițiilor termice ale cauperelor furnalelor ; V. *Holubár* — Anizotropia optică a cocsului și posibilitățile de exprimare a ei cantitativ ; *A. Němec și colab.* — Eficacitatea biologică a zgurelor bazice Thomas funcție de conținutul lor de P_2O_5 și solubilitate ; *N. Pokorný* și V. *Bem* — Economia în consumul energiei electrice în laminoare ; *R. Kremer* și *B. Lonský* — Pierderi termice în lucrările din spațiul de lucru al cuptoarelor adînci ; *L. Jakešova și colab.* — Unele principii de presare a bioxidului de uraniu ; *J. Ježek* și *J. Voboril* — Influența transformării austenitei reziduale și a precipitării carburii de vanadiu asupra formării durității secundare în oțelurile rapide ; Nr. 4/1963 — *K. Schirdig* și *G. Gruson* — Metodă dinamică pentru măsurarea reactivității cocsului ; *J. Medek* — Metoda statică de determinare a reactivității cocsului ; *J. Staroň* — Materiale de construcție periclazspineli și uzura lor în bolta cuptoarelor Martin ; *S. Černock și colab.* — Contribuții la dezvoltarea cuptoarelor adînci ; *J. Malik* — Folosirea uleiului cald la laminoare ; *S. Trajkov* și V. *Cerný* — Tratamentul minereurilor sărace de mangan prin prăjire selectivă sulfidică ; *M. Holý* și *J. Kohout* — Proprietăți ale oțelului dur și recopt Č.S.N. 17455.

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Metalurgiei și Construcțiilor de Mașini și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.P.R. — Redacția și administrația, București, str. Ion Ghica nr. 3, raion Tudor Vladimirescu, telefon : 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 026.002 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, M.M.C.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi : lei 100 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25, București, c. 3286

42 406

Fabrica de ţevi

REPUBLICA

produce:

- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru prospecţiuni geologice
- Ţevi rotunde şi profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate laminate la cald cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul sub 6″, pentru instalaţii de apă, gaz şi abur

COMBINATUL SIDERURGIC
HUNEDOARA

PRODUCE ŞI LIVREAZĂ:
profile laminate grele, mijlocii
şi fine, sîrmă, benzi, toată
gama de semifabricate din
oţeluri carbon şi aliate

derivate chimice, apă amoniacală, sulfat de amoniu
sulf, benzen, toluen, xilen, smoală, naftalină...

E 3280

METALURGIA

8

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XV • Nr. 8 • AUGUST 1963

uzinele

23 AUGUST

produc:

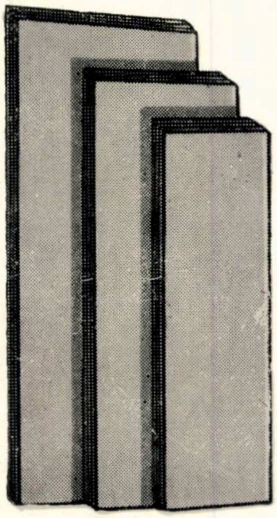
- Piese turnate din oţel, pînă la 25 t/bucată
- Piese turnate din oţeluri refractare
- Piese turnate din oţel manganos
- Piese turnate din fontă
- Piese turnate din fontă modificată, pentru maşini-unelte
- Piese forjate liber
- Piese matriţate
- Oţeluri aliate pentru construcţii
- Oţeluri pentru scule, aliate şi rapide

U23A

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS

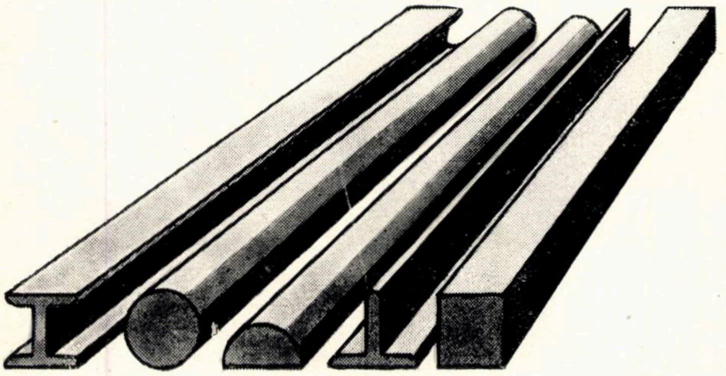
uzina

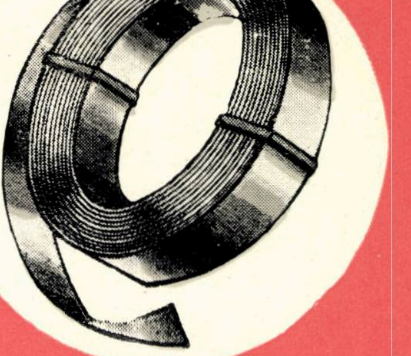
OŢELUL ROŞU

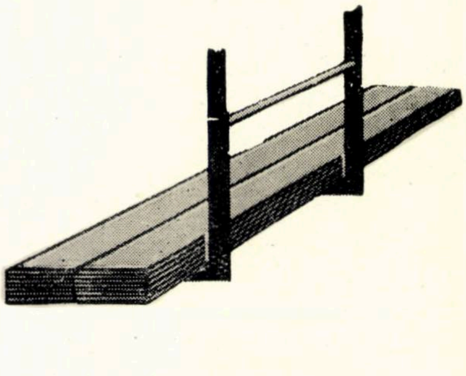


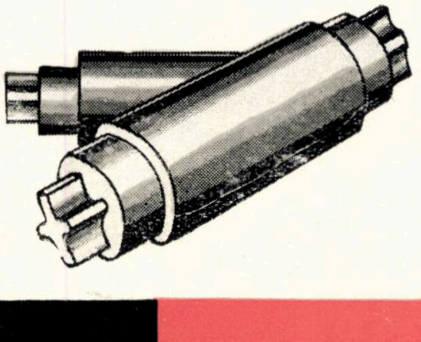
PRODUCE:

- Platine de oţel de 12,7 – 72 kg/m
- Ţagle plate de 13T/44; 160/32 şi 160/44 mm
- Ţagle 125 x 125 mm
- Tablă neagră de 0,5 – 1 mm grosime
- Tablă decapată de 0,5 – 4 mm grosime
- Table pentru construcţii mecanice, de 0,5 – 5 mm grosime
- Tablă silicioasă pentru industria electrotehnică, de 0,5 mm grosime
- Tablă zincată de 0,5 – 4 mm grosime
- Tablă zincată ondulată de 0,5 – 1,5 mm grosime
- Tablă neagră ondulată de 0,5 – 1,5 mm grosime
- Oţel beton de 30 – 40 mm diametru
- Oţel patrat de 8 x 8; 10 x 10 şi 12 x 12 mm
- Oţel semirotund 25 x 12,5 şi 38 x 19 mm
- Oţel lat de 20 – 40 mm lăţime şi 5 – 14 mm grosime
- Oţel lat pentru piuliţe OLF-OL38 de 17,5 x 9,5 şi 38 x 20 mm
- Oţel H pentru butoaie metalice de 32 x 23 x 5 mm
- Oţel T_4
- Oţel trapezoidal de 28 x 2,5 x 1,5 mm
- Cilindri turnaţi din fontă: cu crustă dură şi semidură
- Piese turnate din oţel şi alte metale
- Var gras industrial
- Oxigen tehnic
- Dolomită calcinată
- Tuburi flexibile pentru semănători

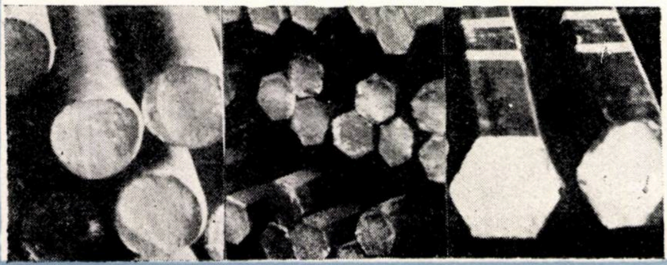






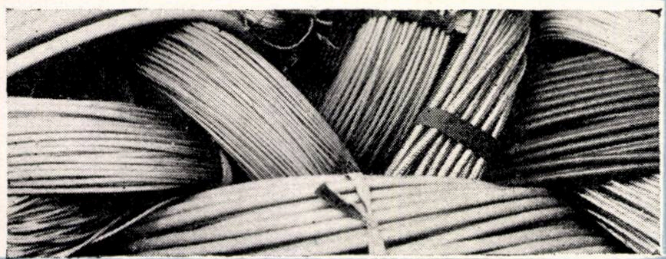


PRODUSE METALURGICE



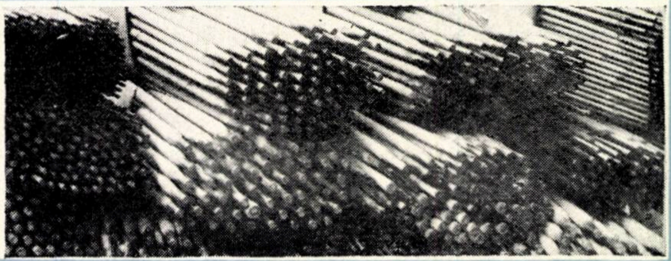
Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri de carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale.
Bare trase • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.

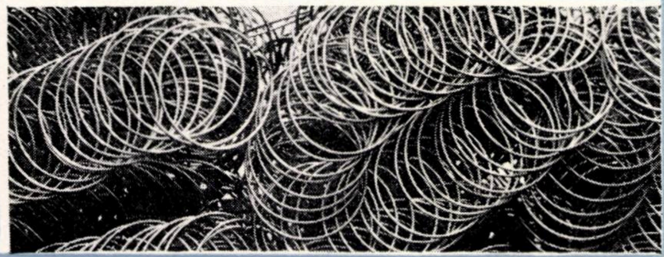
Cuie • de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.



Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac.
Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV • Bandă izolatoare.

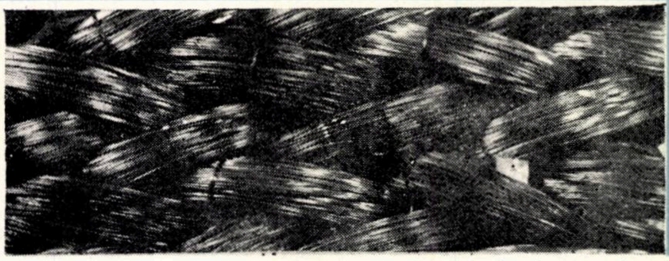
Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi, pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi fonte.





Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale din sîrmă de oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.

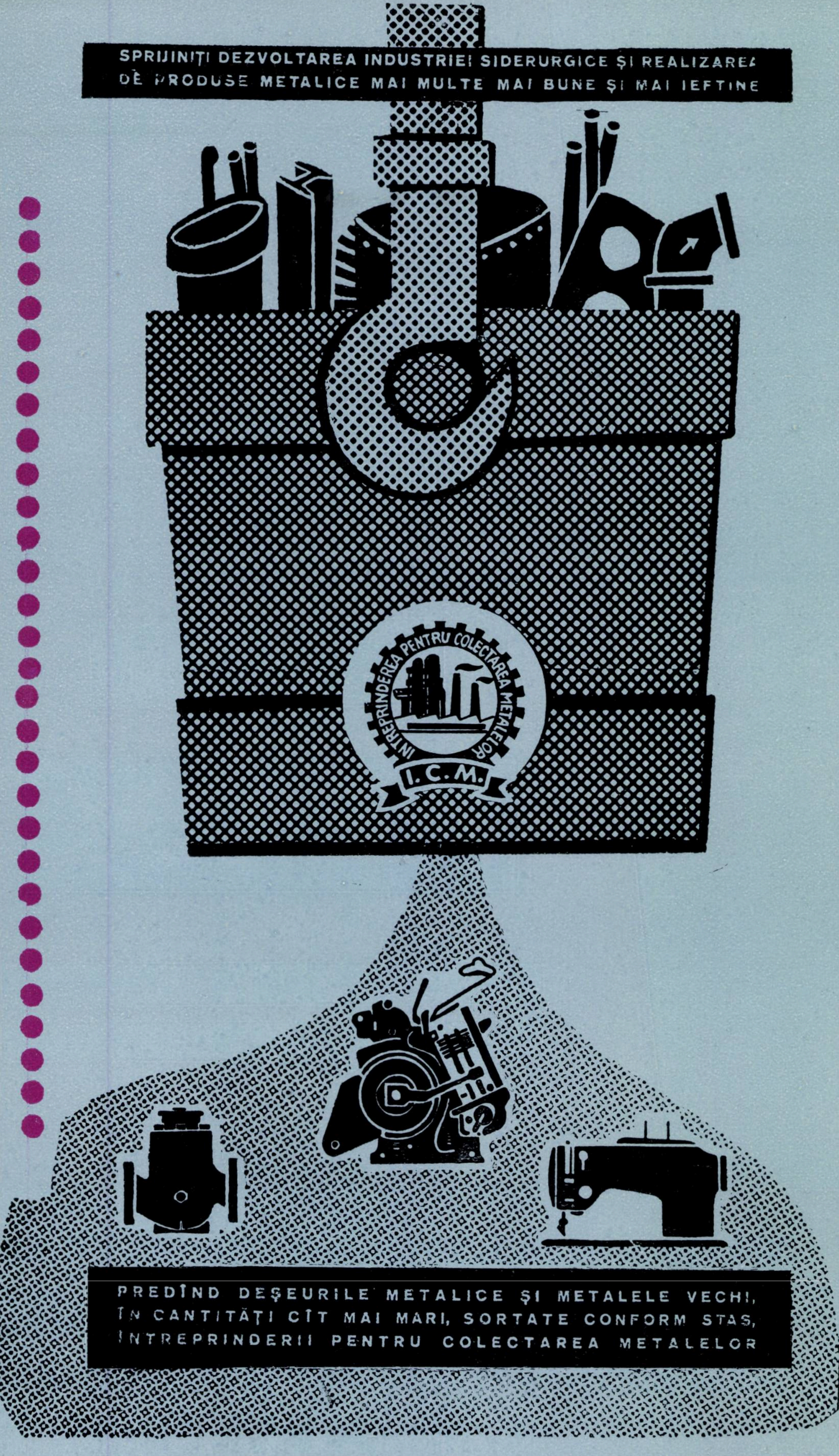
Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite întrebuinţări.
Sîrme trase neferoase • din cupru, şi din alamă.
Sîrme zincate • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.



INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA – TURZII ● STR. MALINOVSKI Nr. 133 ● TELEFON: 2, 9, 14 şi 32 ● REG. CLUJ

SPRIJINIŢI DEZVOLTAREA INDUSTRIEI SIDERURGICE ŞI REALIZAREA DE PRODUSE METALICE MAI MULTE MAI BUNE ŞI MAI IEFTINE


ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR
I.C.M.

PREDÎND DEŞEURILE METALICE ŞI METALELE VECHI, ÎN CANTITĂŢI CÎT MAI MARI, SORTATE CONFORM STAS, ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR

VELA

Păstrarea nuanței la 140°C
Rezistență la intemperii
Duritate
Elasticitate
Luciu

EMAILURI

HEXOL

PENTRU ORICE OBIECTE METALICE

USCARE 20′ LA 140°C, ÎN CUPTOR

FABRICA DE LACURI ŞI VOPSELE

TIMIŞOARA • STR. PENEŞ CURCANUL Nr. 5 • TELEFON 25-71

METALURGIA

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

CUPRINS

DIN EXPERIENŢA UZINELOR „23 AUGUST"

Ţecu, T. : Din realizările sectoarelor calde ale uzinelor „23 August" 481
Dulămiţă, T., Rizescu, C. şi *Ursu, V.* : Cu privire la cauzele fisurării oţelului de scule NO6 483
Oroş, G., Rizescu, C., Tudose, M. şi *Ursu, V.* : Cu privire la utilizarea oxidului de nichel la alierea oţelurilor 487
Dulămiţă, T., Mintulescu, D., şi *Iatan, I.* : Unele particularităţi ale tratamentului termic preliminar al oţelului aliat de scule marca W14 490
Muscan, R. şi *Antonescu, C.* : Defecte de forjare în axe mari 496
Dragoş, Z., Moldovan, C. şi *Epure, M.* : Folosirea sunetelor şi ultrasunetelor la turnarea metalelor 498
Pretorian, D., Marcus, I., Dragoş, Z. şi *Sofronie, M.* : Elaborarea fontelor nealiate de mare rezistenţă cu grafit lamelar 501
Popa, C., Şerbănescu, I. şi *Sîrb, G.* : Experimentarea maselotelor sferice la turnarea pieselor din oţel 503
Drăgulin, M. : Turnarea bucşelor de cilindru pentru motoarele Diesel 506
Drăgulin, M. : Dispozitiv pneumatic pentru închiderea şi deschiderea formelor metalice 508
Pantea, V., Moldovan, C., Tacu, T. şi *Epure, M.* : Metodă electromagnetică de control al călirii, bazată pe schimbarea proprietăţilor magnetice ale oţelurilor 509
Costin, I. : Determinarea rapidă a magneziului din aliajele de aluminiu prin metoda complexometrică 511

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Wechsler, P. : Automatizări la laminoare 512
Bălan, I. : Structura preţului de cost şi a investiţiilor în siderurgie 516

Extrase 522
Inovaţii 525
Recenzii 525
Informaţii 526
Cronică 527
Revista revistelor 528

Anul 15 nr. 8 august 1963

CZ 669.14.018.25 : 621.54.004.64

Dulămiță, T., *Rizescu, C.*, și *Ursu, V.* : **Cu privire la cauzele fisurării oțelului de scule NO6.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 483–487

În lucrare se analizează caracteristicile tehnologice ale oțelului NO6, destinat fabricării pistoanelor de la ciocanele pneumatice. Se prezintă rezultatele încercărilor de laborator privind adîncimea de pătrundere a călirii, mărimea grăuntelui austenitic și susceptibilitatea de fisurare. Rezultatele obținute demonstrează necesitatea modificării compoziției chimice a oțelului destinat sculelor respective.

CZ 669.15'24–194

Oros, G., *Rizescu, C.*, *Tudose, M.* și *Ursu, V.* : **Cu privire la utilizarea oxidului de nichel la alierea oțelurilor.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 487–490

În lucrare se dau date experimentale privind utilizarea protoxidului de nichel la alierea oțelurilor în cuptorul Martin și electric. Se stabilește legătura între viteza de reducere a acestui oxid și starea în care se adaugă (pulbere sau pelete).

CZ 621.785 : 669.14.018.25

Dulămiță, T., *Mîntulescu, D.* și *Iatan, I.* : **Unele particularități ale tratamentului termic preliminar al oțelului aliat de scule marca W14.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 490–496

În lucrare se analizează particularitățile tehnologice de fabricație ale oțelului W14. Sînt prezentate considerațiile teoretice și încercările practice efectuate în vederea întocmirii unui proces tehnologic rațional de forjare și tratament termic preliminar. Se prezintă măsurile tehnologice de evitare a apariției rețelelor de carburi, a benzilor de carburi, a fisurărilor semifabricatelor forjate de dimensiuni mici.

CZ 621.738 : 621.824.2

Muscan, R. și *Antonescu, C.* : **Defecte de forjare în axe mari.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 496–498

Se analizează cauzele apariției fisurilor în axele forjate mari. Cauza principală o constituie încălzirea neuniformă și răcirea incorectă după forjare.

CZ 621.746 : 534.321.9

Dragoș, Z., *Moldovan, C.* și *Epure, M.* : **Folosirea sunetelor și ultrasunetelor la turnarea metalelor.**

Metalurgia 15 (1963) nr. 8, p. 498–501

Lucrarea prezintă metodele de lucru în cazul folosirii sunetelor și ultrasunetelor în turnătoria uzinelor 23 August. Se analizează avantajele, dezavantajele și posibilitățile de folosire industrială a metodelor încercate.

CZ 669.13.018.25 : 669.111.223

Pretorian, D., *Marcus, I.*, *Dragoș, Z.* și *Sofronie, M.* : **Elaborarea fontelor nealiate de mare rezistență cu grafit lamelar.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 501–503

În lucrare se prezintă încercările efectuate pentru obținerea fontelor de mare rezistență nealiate, necesare producției pieselor de la mașinile-unelte grele.

CZ 621.741.4 : 621.746.464

Popa, C., *Șerbănescu, I.* și *Sîrb, G.* : **Experimentarea maselotelor sferice la turnarea pieselor din oțel.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 503–505

În lucrare se dau date practice privind calculul maselotelor sferice la turnarea pieselor din oțel. Sînt arătate economiile de oțel realizate prin utilizarea acestui tip de maselote.

CZ 621.436–222.2 : 621.746.57

Drăgulin, M. : **Turnarea bucșelor de cilindru pentru motoarele Diesel.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 506–507

În lucrare sînt prezentate date experimentale privind mașina de turnat centrifugal bucșe de cilindru, compoziția amestecului de formare și a fontei folosite, tehnologia de turnare și de prelucrare a piesei turnate. Se analizează defectele caracteristice de turnare.

CZ 621.744.332.043

Drăgulin, M. : **Dispozitiv pneumatic pentru închiderea și deschiderea formelor metalice.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 508–509

În lucrare este prezentată construcția dispozitivului pentru închiderea și deschiderea formelor metalice. Se descrie procedeul de lucru precum și avantajele folosirii acestui dispozitiv.

CZ 621.785.6 : 669.14.018.25 : 628.317.43

Pantea, V., *Moldovan, C.*, *Tacu, T.*, *Epure, M.* : **Metodă electromagnetică de control al călirii, bazată pe schimbarea proprietăților magnetice ale oțelurilor.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 509–511

Se arată principiul metodei și schema aparatului pentru determinarea electromagnetică a structurii de călire a pieselor din oțel. Se arată posibilitatea folosirii aparatului pentru comanda procesului de călire a pieselor.

CZ 669.715

Costin, I. : **Determinarea rapidă a magneziului din aliajele de aluminiu prin metoda complexometrică.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 511–512

Se arată avantajele metodei complexometrice de determinare a magneziului din aliajele de Al-Mg față de metoda clasică prin precipitare cu $(NH4)_2HPO_4$ în mediu amoniacal. Se descrie modul de lucru, se indică reactivii necesari și precizia metodei.

CZ 621.771.2–52

Wechsler, P : **Automatizări la laminoare.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 512–516

În lucrare se arată mijloacele de comandă și reglare aplicate în R.P.R. la automatizarea laminoarelor. Institutul pentru proiectări de laminoare promovează introducerea tehnologiei noi bazată pe automatizarea proceselor de prelucrare a oțelului.

CZ 669.1 : 338.063.41

Bălan, I. : **Structura prețului de cost și a investițiilor în siderurgie.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 516–521

În lucrare se face o analiză globală sub aspect economic a unui combinat siderurgic prin integrarea treptelor tehnologice succesive care conduc în final la obținerea laminatelor finite. Se arată metoda de calcul, structura prețului de cost, problema balanței consumurilor cu recuperările și investițiile conexe.

ДК 669.14.018.25 : 621.54.004.64

Дуламицэ, Т., Ризеску, К., и *Урсу, В.*: **О причинах раствpескивания инструментальной стали NO 6.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 483–487

В работе анализируется технологическая характеристика стали NO 6, применяемой для производства поршней пневматических молотков. Освещаются результаты лабораторных испытаний относительно глубины проникновения закалки, размера аустенитового зерна и возможности возникновения трещин. Полученные результаты указывают на необходимость изменения химического состава стали, предназначенной для изготовления соответствующего инструмента.

ДК 669.15'24–194

Орос, Г., Ризеску, К., Тудосе, М. и *Урсу, В.*: **О применении окиси никеля при легировании сталей**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 487–490

В статье приводятся эксперимеταльные данные по использованию окиси никеля при легировании сталей в мартеновской и электрической печах. Устанавливается связь между скоростью восстановления этой окиси и состоянием, при котором она добавляется (в порошке или чешуях).

ДК 621.785 : 669.14.018.25

Дуламицэ, Т., Мынтулеску, В. и *Ятан, И.*: **Некоторые особенности предварительной термической обработки инструментальной легированной стали марки W14.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 490–496

В работе анализируются технологические особенности производства стали W1. Приводятся теоретические соображения и практические испытания, проведенные в целях разработки целесообразного технологического процесса ковки и предварительной термической обработки. Указываются технологические мероприятия по предупреждению возникновения крабидных решеток, карбидных полос, трещин на малоразмерных кованных заготовках.

ДК 621.738 : 621.824.2

Мускан, Р. и Антонеску, К.: **Дефекты ковки на крупноразмерных осях.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 496–498

Анализируются причины возникновения трещин на крупных кованных осях. Основной причиной является неравномерный пагрев и неправильное охлаждение после ковки.

ДК 621.746 : 534.321.9.

Драгош, З., Молденван, К. и *Епуре, Н.*: **Применение звуков и угьтразвуков при отливке металлов.**

Metalurgia 15 (1963) № 8, стр. 498–501

В статье освещаются методы работы с при применении звуков и ультразвуков в литейном цехе завода им. 23 Августа.

Анализируются преимущества, недостатки и возможности промышленного использования испытанных металлов.

ДК 669.13.018.25 : 669.111.223

Преториян, В., Маркус, И., Драгош, З. и Софроние, Н.: **Производство нелегированных высокопрочных чугунов с пластинчатым графитом.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 501–503

В статье освещаются испытания, проведенные для получения нелегеированных высокопрочных чугунов необходимых для изготовления деталей тяжелых станков.

ДК 621.741.4 : 621.746.464

Попа, К., Щербэнеску, И. и Сырб, Г.: **Испытание сферических прибылей при отливке стальных деталей.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 503–505

В статье приводятся практические данные по расчёту сферических прибылей при отливке стальных деталей. Отмечается экономия стали, достигаемая при применении подобных прибылей.

ДК 621.436–222.2 : 621.746.57

Драгулин, М.: **Отливка цилиндриовых втулок для дизельных двигателей.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 506–507

Рассматрваются экспериментальные данные относительно станка для центобежной отливки цилиндровых втулок, состав формовочной смеси и применяемого чугуна, технология литья и обработки отлитых деталей. Анализируются характерные дефекты литья.

ДК 621.744.332.043

Драгулин, М.: *М.4*: **Пневматическое приспособление для закрывания и открывания металлических форм.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 508–509

В статье описывается конструкция приспособления для закрытия и открытия металлических форм. Рассматривается работа, а также преимущества использования этого приспособления.

ДК 621.785.6 : 669.14.018.25 : 628.317.43

Пантя, В., Молдован, К., Таку, Т., Епуре, М.: **Электромагнитный контрольный метод закалки основанный на изменении магнитных свойств сталей.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 509–511

Указывается принцип метода и схема прибора для электромагнитного определения закалочной структуры стальных деталей. Отмечается возможность использования прибора для управления процессом закалки деталей.

ДК 669.715

Костин, И.: **Скоростной комплексометрический метод определения магния в алюминевых сплавах.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 511–512

Рассматриваются преимущества комплексометрического метода определяения магния в сплавах Al—Mg по сравнению с классическим методом осаждения $C(NH_4)_2NPO_4$ в аммиакальной среде. Описывается способ работы, указываются необходимые реактивы и точность метода.

ДК 621.771.2–52

Векслер, П.: **Автоматизация прокатных станов.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 512–516

В статье указаны методы управления и регулировки, применяемые в Румынии при автоматизации прокатных станов. Институт роектирования прокатных станов содействует внедрению новой технологии, в основе которой лежит автоматизация процессов обработки сталей.

ДК 669.1 : 338.063.41

Балан, И.: **Структура себестоимости и капиталовложений в черной металлургии.**

Metalurgia 15 (1963), № 8, стр. 516–521

Автор проводит общий экономический анализ металлургического комбината путем интегрирования последовательных технологических фаз, ведущих в конечном итоге к получению готового проката. Указывается метод расчёта, структура себестоимости, вопрос баланса расходов с соответствующими возвратами и капиталовложениями.

DK 669.14.018.25 : 621.54.004.64

Dulămiță, T., Rizescu, C. und *Ursu, V.* : **Betreffs der Rissursachen des Werkzeugstahls NO6**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 483–487

In der Arbeit werden die technischen Charakteristiken des Stahls NO6, der für die Herstellung von Lufthammerkolben bestimmt ist, analysiert. Es werden die Ergebnisse der Laboratoriumversuche bezüglich der Tiefe und des Eindringens der Härtung besprochen, die Grösse der austenitischen Körnung, wie die Rissneigung. Die erhaltenen Ergebnisse führen zu der Notwendigkeit der Aenderung der chemischen Zusammensetzung des Stahles der für diese Werkzeuge bestimmt ist.

DK 669.15'24–194

Oros, G., Rizescu, C., Tudose, M. und *Ursu, V.* : **Zur Frage der Verwendung des Nickeloxydes bei der Stahllegierung.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 487–490

In der Arbeit werden praktische Daten bezüglich der Verwendung des Nickeloxydes zur Legierung des Stahles in dem Martin- und Elektroofen. Es wird die Beziehung zwischen der Reduktionsgeschwindigkeit dieses Oxydes und dem Zustand (Pulver oder Pellen) bestimmt.

DK 621.785 : 669.14.018.25

Dulămiță T., Mîntulescu, D. und *Iatan, I.* : **Einige Sondereigenschaften der thermischen Vorbehandlung des legierten Werkzeugstahles W14.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 490–496

In der Arbeit werden die Herstellungseigenschaften des Stahles W 14, analysiert. Es werden theoretische Betrachtungen und die praktischen Untersuchungen die zur Zusammenstellung eines rationellen Herstellungsverfahrens und Vorhärtens führen, auseirandergesetzt. Es werden die Herstellungsmassnahmen die zur Beseitigung der Kohlenstoffnetzbildung, der Kohlenstoffstreifenbildung, der Rissbildungen der geschmiedeten Halberzeugnisse von kleinen Abmessungen führen, vorgelegt.

DK 621.738 : 621.824.2

Muscan, R. und *Antonescu, C.* : **Schmiedefehler in grossen Wellen.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 496–498

Es werden die Ursachen der Rissbildungen in den grossen geschmiedeten Wellen analysiert. Die Hauptursache ist auf die ungleichmessige Erwärmung und unzweckmässige Abkühlung nach dem Schmieden zurückzuführen.

DK 621.746 : 534.321.9

Dragoș, Z., Moldovan, C. und *Epure, M.* : **Verwendung des Schalles und Ultraschalles beim Metallgiessen.**

Metalurgia 15 (1963) Nr. 8, S. 498–501

Die Arbeit stellt die Arbeitsmethoden unter Verwendung des Schalles und Ultraschalles in der Giesserei des 23 August-Werkes, vor.

Es werden die Vorteile, die Nachteile und die Verwendungsmöglichkeiten in der Industrie, der untersuchten Metallen.

DK 669.13.018.25 : 669.111.223

Pretorian, V., Marcus, I., Dragoș, Z. und *Sofronie, M.* : **Herstellung des unlegierten Gusseisens von grosser Festigkeit mit lamelliertem Graphit.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 501–503

In der Arbeit werden die ausgeführten Untersuchungen zwecks Erhaltung des Gusseisens von grosser Festigkeit, welches für die Konstruktion der Bestandteile von grossen Werkzeugmaschinen erforderlich sind, vorgelegt.

DK 621.741.4 : 621.746.464

Popa, C., Șerbănescu, I. und *Sîrb, G.* : Die **Experimentierung der kugelförmigen verlorenen Köpfe beim Stahlgiessen der Werkstücke.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 503–505

In der Arbeit werden praktische Daten angegeben bezüglich der Berechung der kugelförmigen verlorenen Köpfe beim Giessen der Werkstücke aus Stahl. Es werden die Ersparnisse angegeben, die unter Verwendung dieser verlorenen Köpfe zu erzielen sind.

DK 621.436–222.2 : 621.746.57

Drăgulin, M. : **Das Giessen der Zylinderbüchsen für Dieselmotoren.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 506–507

In dem Aufsatz werden die Erfahrungsergebnisse betreffend die Schleudergiessmaschine für Zylinderbüchsen, die Zusammensetzung des Formsandes und des verwendeten Gusseisens, das Giess — und Bearbeitungsverfahren des Gusstückes. Es werden die typischen Giessfehler analysiert.

DK 621.744.332.043

Drăgulin, M. : **Pneumatische Vorrichtung dür die Schliessung und Aufmachung der metallischen Gussformen.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 508–509

In der Arbeit wird die Ausführung der Vorrichtung für die Schliessung und Aufmachung der metallischen Gussformen, vorgelegt. Es wird die Arbeitsweise der Vorrichtung so wie die Vorteile die aus der Verwendung derselben, sich ergeben, beschrieben.

DK 621.785.6 : 669.14.018.25 : 628.317.43

Pantea, V., Moldovan, C., Tacu, T., Epure, M. : **Die elektromagnetische Kontrolhärtungsmethode des Stahles, begründet auf die Anderung der magnetischen Eigenschaften des Stahles.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 509–511

Es wird das Prinzip der Methode sowie das Schaltschema des Apparates für die elektromagnetische Bestimmung der Härtungskörnung der Stahlstücke, gezeigt. Es wird die Verwendungsmöglichkeit des Apparates für die Steuerung des Härtungsvorganges der Werkstücke angegeben.

DK 669.715

Costin, I. : **Die rasche Bestimmung des in Aluminiumlegierungen enthaltenen Magnesiums durch die komplexometrische Methode.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 511–512

Es werden die Vorteile der komplexometrischen Methode für die Bestimmung des in den Aluminiumlegierungen befindlichen Magnesiums, gegenüber der klassischen Methode durch das Niederschlagen mit $(NH_4)_2$ HPO_4, angegeben. Es wird die Arbeitsweise beschrieben , sowie die erforderlichen Reagenzstoffe und die Genauigkeit der Methode.

DK 621.771.2–52

Wechsler, P. : **Automatisierung der Walzwerke.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 512–516

In der Arbeit werden die Steuer- und Regelungsmittel die bei der Automatisierung der Walzwerke in R.V.R. angewendet worden sind. Das Institut für die Projektierung der Walzwerke unterstützt das neue Herstellungsverfahren begründet auf die Automatisierung der Stahlerzeugung.

DK 669.1 : 338.063.41

Bălan, I. : **Die Struktur des Selbstkostenpreises und der Anschaffungen in den Hüttenwerken.**

Metalurgia 15 (1963), Nr. 8, S. 516–521

In der Arbeit wird eine Gesamtanalyse, vom wirtschafftlichen Standpunkte, eines Hüttenwerkes, durch die Einschaltung der nacheinanderfolgenden Herstellungsstufen die zu den Walzwerkserzeugnissen führen, vorgenommen. Es wird die Berechnungsmethode angegeben, die Struktur des Selbstkostenpreises, sowie das Problem der Waagehaltung zwischen Verbrauch und Rückgewinn und die dazugehörigen Anschaffungen.

CD 669.14.018.25 : 621.54.004.64

Dulămiță, T., Rizescu, C. et *Ursu, V.* : **Les causes de la fissuration de l'acier à outils NO6.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 483–487

Les auteurs examinent les caractéristiques technologiques de l'acier NO6, destiné à la fabrication des pistons des marteaux pneumatiques. Ils présentent les résultats des essais de laboratoire concernant la profondeur de pénétration de la trempe, la grandeur du grain austénitique et le risque de fissuration. On conclut qu'il est nécessaire de modifier la composition chimique de l'acier respectif.

CD 669.15'24–194

Oros, G., Rizescu, C., Tudose, M. et *Ursu, V.* : **Sur l'utilisation de l'oxyde de nickel à l'alliage des aciers.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 487–490

On présente des données expérimentales sur l'utilisation du protoxyde de nickel à l'alliage des aciers dans le four Martin et dans le four électrique. On établit la relation entre la vitesse de réduction de cet oxyde et la forme sous laquelle on l'introduit (poudre ou pellées).

CD 621.785 : 669.14.018.25

Dulămiță, T., Mințulescu, D. et *Ialan, I.* : **Quelques particularités du traitement thermique préliminaire de l'acier à outils allié W14.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 490–496

On analyse les particularités technologiques de fabrication de l'acier W14. Sont énumérés les considérations théoriques et les essais pratiques effectués en vue de l'établissement d'un processus technologique rationnel de forgeage et de traitement thermique préliminaire. On précise les mesures qui doivent être prises pour éviter l'apparition des carbures sous forme de réseaux ou de bandes et la fissuration des demi-produits de petites dimensions.

CD 621.738 : 621.824.2

Muscan, R. et *Antonescu, C.* : **Défauts de forgeage dans les grands axes.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 496–498

On étudie les causes de l'apparition des fissures dans les grands axes et on conclut que ces fissures sont provoquées par le chauffage qui n'a pas été exécuté uniformément et par le refroidissement incorrect après le forgeage.

CD 621.746 : 534.321.9.

Dragoș, Z., Moldovan, C. et *Epure, M.* : **L'utilisation des sons et des ultra-sons à la coulée des métaux.**

Metalurgia 15 (1963) no. 8, p. 498–501

Les auteurs exposent les méthodes de travail lors de l'utilisation des sons et des ultra-sons, à la section de fonderie des usines ,,23 August". On indique les avantages, les désavantages, ainsi que l'emploi industriel des méthodes proposées.

CD 669.13.018.25 : 669.111.223

Pretorian, V., Marcus, I., Dragoș, Z. et *Sofronie, M.* : **L'élaboration des fontes non-alliées, de grande résistance, à graphite lamellaire.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 501–503

Les auteurs présentent les essais effectués pour l'obtention des fontes de grande résistance, non-alliées, nécessaires à la production des pièces des machines-outils lourdes.

CD 621.741.4 : 621.746.464

Popa, C., Șerbănescu, I. et *Sîrbu, G.* : **L'emploi des masselottes sphériques à la coulée des pièces en acier.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 503–505

L'article contient des données pratiques sur le calcul des masselottes sphériques, à la coulée des pièces en acier. L'épargne de l'acier, réalisée par l'utilisation de ces masselottes, est soulignée.

CD 621.436–222.2 : 621.746.57

Drăgulin, M. : **La coulée des douilles de cylindre pour moteurs Diesel.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 506–507

On décrit le fonctionnement de la fondeuse centrifugale pour douilles de cylindre, la composition du sable de moulage et de la fonte employée, la technologie de la coulée et de l'usinage des pièces. On analyse les défauts caractéristiques de la coulée.

CD 621.744.332.043

Drăgulin, M. : **Dispositif pneumatique pour ouvrir et fermer les formes métalliques.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 508–509

La construction du dispositif pour ouvrir et fermer les formes métalliques est présentée. On décrit le mode d'emploi et les avantages qui résultent.

CD 621.785.6 : 669.14.018.25 : 628.317.43

Pantea V., Moldovan, C., Tacu, T. et *Epure M.* : **Méthode électromagnétique de contrôle de la trempe, basée sur la modification des propriétés magnétiques des aciers.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 509–511

On explique le principe de la méthode et on décrit le schéma de l'appareil qui sert à la détermination électromagnétique de la structure propre à la trempe pour les pièces en acier. On montre que l'appareil peut être utilisé pour diriger la trempe des pièces.

CD 669.715

Costin, I. : **La détermination rapide du magnésium inclus dans les alliages d'aluminium, par la méthode complexométrique.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 511–512

On montre les avantages de la méthode complexométrique par laquelle on détermine le magnésium inclus dans les alliages d'aluminium, comparée avec la méthode classique (précipitation avec $(NH_4)_2$ HPO_4 dans un milieu ammoniacal). On décrit le mode d'emploi et on indique les réactifs nécessaires.

CD 621.771.2–52

Wechsler, P. : **Automatisations des laminoirs.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 512–516

L'auteur passe en revue les moyens de commande et de réglage, pratiqués en Roumanie, des laminoirs automatiques. L'Institut roumain pour projets de laminoirs recommande l'introduction de la technologie nouvelle, basée sur l'automatisation de l'usinage de l'acier.

CD 669.1 : 338.063.41

Bălan, I. : **La structure du prix de revient et des investissements dans la sidérurgie.**

Metalurgia 15 (1963), no. 8, p. 516–521

On fait l'analyse économique d'une usine sidérurgique par l'intégration des étapes technologiques successives qui conduisent finalement à l'obtention des laminés finis. On indique la méthode de calcul, la structure du prix de revient, la balance des consommations avec les récupérations et les investissements connexes.

DC 669.14.018.25 : 621.54.004.64

Dulămiță, T., *Rizescu, C.* and *Ursu, V.*: **The causes of NO6 tool steel fissuring.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 483–487

The paper analyses the technological characteristics of the NO6 steel used to manufacture pneumatic hammer pistons. Results are given of laboratory tests concerning the penetration depth of hardening, the size of the austenitic grain and the fissuring susceptibility. The results obtained emphasize the necessity of modifying the chemical composition of the steel intended to the manufacture of such tools.

DC 669.15'24–194

Oros, G., *Rizescu C.*, *Tudose, M.* and *Ursu, V.*: **The utilization of nickel oxide in steel alloying.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 487–490

Some experimental data are given concerning the utilization of nickel protoxide in alloying the steels in openhearth and electric furnaces. The relation is established between the reduction velocity of this oxide and the state in which it has been added (power or pellets).

DC 621.785 : 669.14.018.25

Dulămiță, T., *Mîntulescu, D.* and *Iatan, I.*: **Some peculiarities of the preliminary thermic treatment of the W14 tool alloy steel.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 490–496

The authors analyse the technological manufacturing peculiarities of the W14 steel. After presenting some theoretical considerations, they describe the practical tests carried out in order to work out a rational technological process for the forging and preliminary thermic treatment. One points out the technological measures meant to avoid the occurrence of carbide networks, of carbide bords, of fissurings of small-sized forged semi-manufactured goods.

DC 621.738 : 621.824.2

Muscan, R. and *Antonescu, C.*: **Forging defects in big axes.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 496–498

The causes of fissures occurring in big forged axes are analysed. The main cause consists in the nonuniform heating and incorrect cooling after forging.

DC 621.746 : 534.321.9.

Dragoş, Z., *Moldovan, C.* and *Epure, M.*: **The use of sounds and supersounds in metal casting.**

Metalurgia 15 (1963) nr. 8, p. 498–501

The paper presents the working methods adopted on using sounds and supersounds in the foundry of the „23 August" Works. The advantages, limitations and possible industrial uses of the metals tested are discussed.

DC 669.13.018.25 : 669.111.223

Pretorian, V., *Marcus, I.*, *Dragoş, Z.* and *Sofronie, M.*: **The elaboration of highly resistant ordinary cast irons with lamellar graphite.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 501–503

The authors describe the tests carried out for obtaining highly resistant ordinary cast irons required by the production of heavy machide-tool parts.

DC 621.741.4 : 621.746.464

Popa, C., *Şerbănescu, I.* and *Sîrb, G.*: **The use of spherical lost heads in casting steel pieces.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 503–505

Some practical data are given concerning the calculus of spherical lost heads in casting steels pieces, pointing out the steel savings obtained by using this type of lost heads.

DC 621.436–222.2 : 621.746.57

Drăgulin, M.: **The casting of cylinder bushings for Diesel engines.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 506–507

Experimental data are given regarding the centrifugal casting machine for cylinder bushings, the composition of moulding sand and cast iron used, the casting and working technology of castings. Some characteristic casting defects are being analysed.

DC 621.744.332.043

Drăgulin, M.: **A pneumatic device for closing and opening metallic moulds.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 508–509

The author describes the construction of the device used to close and open metallic moulds. The way of working as well as the advantages of using such a device are also pointed out.

DC 621.785.6 : 669.14.018.25 : 628.317.43

Pantea, V., *Moldovan, C.*, *Tacu, T.*, *Epure, M.*: **The electromagnetic hardening control method based on the alteration of the magnetic properties in steel.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 509–511

One presents the basic principle of the method and the scheme of the apparatus used for the electromagnetic determination of the hardening structure of steel pieces. The possibility is shown of using this apparatus for controlling the hardening process.

DC 669.715

Costin, I.: **The rapid determination of magnesium in alluminium alloys by the complexometric method.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 511–512

The advantages are emphasized of the complexometric method for magnesium determinations in Al-Mg alloys as compared to the classical method based on precipitation with $(NH_4)_2$ HPO_4 in ammoniacal medium. After describing the way of working, some information is given concerning the reactives required an the accuracy of the method.

DC 621.771.2–52

Wechsler, P.: **Automatism features in rolling mills.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 512–516

A description is given of the control and regulating means connected with rolling mill automation in the R.P.R. The Rolling Mill Designing Institute promotes the introduction of the new technology based on the automation of steel working processes.

DC 669.1 : 338.063.41

Bălan, I.: **The structure of cost price and investments in siderurgy.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 8, p. 516–531

An economic analysis of a siderurgical aggregate works is made by intergrating the successive technological stages leading to the obtention of finished laminated products. After describing the calculation method and cost price structure, the author discusses the problem of balancing the consumptions, recoveries and connected investments.

METALURGIA

ANUL 15
Nr. 8
BUCUREŞTI
AUGUST
1963

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.

DIN EXPERIENŢA UZINELOR „23 AUGUST"

Din realizările sectoarelor calde ale uzinelor „23 August"—Bucureşti

Ing. TRAIAN ŢECU

Uzinele „23 August" — Bucureşti, alături de alte mari întreprinderi, ocupă un loc de seamă în producţia industrială a ţării noastre. Dacă aceste uzine sînt astăzi un pilon important al industriei noastre socialiste, aceasta se datoreşte condiţiilor favorabile de dezvoltare create în urma înfăptuirii politicii Partidului Muncitoresc Romîn, de industrializare socialistă a ţării.

În anii puterii populare, partidul şi guvernul au acordat o deosebită atenţie reconstrucţiei, lărgirii şi modernizării bazei tehnice de producţie a uzinelor „23 August", care a constituit un factor important pentru creşterea producţiei, a sortimentelor, îmbunătăţirea calităţii produselor, reducerea preţului de cost etc.

Aşa de pildă, în aceşti ani au fost produse locomotive Diesel, utilaj chimic, utilaj siderurgic pentru furnale, oţelării, cocserii, vagoane siderurgice cu o oală şi două oale de transportat oţel lichid, linii de ciment de mare capacitate, automacarale, motoare Diesel, vagoane de marfă, vagoane cisterne, instalaţii pentru laminoare de ţevi şi de tablă, prese hidraulice de diferite capacităţi etc.

Producţia mereu crescîndă a uzinelor, lărgirea sortimentelor au adus şi aduc o contribuţie puternică la înzestrarea cu tehnica modernă a întregii noastre economii naţionale. De asemenea, multe produse realizate de uzine, datorită gradului lor ridicat de tehnicitate, aduc o contribuţie de seamă la creşterea volumului comerţului nostru exterior. Marca „Fabricat în R.P.R. — Uzinele 23 August" este cunoscută şi apreciată în tot mai multe ţări.

La realizarea însemnatelor succese dobîndite de uzinele „23 August" în anii puterii populare, o contribuţie importantă au adus şi continuă s-o aducă sectoarele metalurgice, sectoarele prelucrătoare la cald, care au reuşit să facă faţă sarcinilor complexe ale uzinelor, aproape 30—35% din producţia acestor sectoare satisfăcînd cerinţele planului de cooperare cu alte întreprinderi.

În această perioadă, producţia turnătoriei de oţel a crescut de 4,5 ori, a turnătoriei de fontă de peste două ori şi a sectorului forje de peste 2,5 ori.

Turnătoria de oţel livrează piese de mare complexitate în greutate de pînă la 25 t. Se toarnă toate mărcile de oţeluri: carbon, slab aliate şi înalt aliate cu mangan, crom, volfram, molibden etc. În turnătoria de oţel se toarnă lingouri de oţeluri rapide şi aliate necesare confecţionării sculelor, sectorul de forje prelucrînd aceste oţeluri cu bune rezultate în producţie.

Realizările obţinute de sectoarele prelucrătoare la cald au fost posibile datorită dotării lor cu mijloace tehnice moderne şi cu cadre avînd o bună pregătire profesională. În sectoarele calde lucrează efectiv peste 40 de ingineri, în afară de aceia care îşi desfăşoară activitatea în serviciile de concepţie care deservesc aceste sectoare.

Atenţia permanentă a fost îndreptată în direcţia ridicării continue a calificării cadrelor, a ridicării nivelului lor tehnic profesional. Peste 50% dintre muncitori participă la cursurile de ridicare a calificării, iar inginerii, tehnicienii şi maiştrii iau parte la ciclurile de conferinţe tehnice organizate de conducerea uzinelor, conferinţe tratînd cele mai actuale probleme tehnico-ştiinţifice.

În funcţie de profilul pieselor şi de seria lor se folosesc pe scară largă cele mai înaintate metode de lucru care au o influenţă pozitivă asupra creşterii productivităţii muncii. Aşa de exemplu, în turnătoria de oţel se folosesc metodele: turnarea în forme din amestecuri cu silicat de sodiu şi uscate rapid cu bioxid de carbon, turnarea în cochilii, turnarea centrifugală, în miezuri, turnarea în forme uşor fuzibile etc. Pentru extinderea metodei de turnare în amestecuri cu silicat de sodiu s-a trecut la confecționarea unei stații de producere a bioxidului de carbon; la fel a unei stații de dizolvare a silicatului de sodiu solid, prevăzută cu un melanjor în care se prepară silicatul de sodiu cu modulul și densitatea necesară. Acest melanjor este dotat cu un agitator acționat mecanic, ceea ce a permis obținerea unor rezultate satisfăcătoare.

S-a trecut, de asemenea, la montarea unui uscător de nisipuri necesar preparării amestecurilor cu silicat de sodiu.

Metodele folosite pînă în prezent, alături de cele obișnuite în amestecuri umede prin modelare cu ajutorul mașinilor de presat, au dus la rezultatele arătate mai sus. Mai mult, o dată cu creșterea producției s-a îmbunătățit și calitatea ei. Astfel, în primii ani de după naționalizare, la turnătoria de oțel rebutul era de circa 17—18%, pentru ca în ultimul timp, respectiv la sfîrșitul anului 1962, acesta să scadă sub 5%.

În ceea ce privește continuarea acțiunii de mecanizare, eforturile vor fi îndreptate în direcția mecanizării integrale a operațiilor de formare-miezuire-transport, dezbatere și preparare a nisipurilor, astfel încît în următorii 2—3 ani numărul muncitorilor productivi să scadă cu aproape 25—30% față de prezent, iar producția să crească cu cel puțin 60—70%. În afară de mecanizarea operațiilor enumerate, se va trece și la organizarea producției corespunzînd condițiilor tehnicii moderne. Astfel, se vor tipiza toate ramele de format, se va organiza un subatelier de montare a tuturor modelelor, chiar și de serie mică pe plăci metalice, în afară de piesele mari; formarea și miezuirea se vor executa pe un singur cîmp, iar turnarea și dezbaterea formelor se vor executa pe un alt cîmp. Circuitul ramelor, al pieselor, al pămînturilor arse, de umplutură și de miez se mecanizează complet, obținîndu-se fluxuri raționale. Curățirea, debavurarea, tratamentul termic se vor executa într-o hală complet separată, unde, de asemenea, transportul pieselor va fi mecanizat. Toate aceste îmbunătățiri, pe lîngă faptul că vor mări substanțial producția, vor duce inevitabil și la scăderea prețului de cost.

În ceea ce privește turnătoria de fontă, aceasta și-a mărit producția de peste două ori, iar calitatea producției acestei secții s-a îmbunătățit foarte mult. Datorită măsurilor tehnico-organizatorice luate, rebuturile care atingeau peste 20% au scăzut la circa 8—9%. Este de remarcat faptul că la turnătoria de fontă a crescut mereu complexitatea pieselor. Mai mult de jumătate din producție reprezintă piese foarte complicate pentru frîne, chiulase și blocuri pentru motoare. În ultimul timp, turnătoria de fontă este profilată pentru piese de mașini-unelte la care condițiile de recepție sînt foarte pretențioase. Calitatea fontelor s-a îmbunătățit continuu. Se toarnă fontă modificată cu rezistență superioară, de 28—32 kg/mm^2 și rezistență mare la uzură.

În viitorii doi ani, turnătoria de fontă își va mări producția de cel puțin două ori față de nivelul actual sau de cel puțin opt ori față de nivelul anului 1944. Operațiile de formare-miezuire, transport etc. se vor mecaniza în întregime, ceea ce va duce la creșterea substanțială a productivității muncii și la reducerea prețului de cost. Organizarea locurilor de muncă se va face la același nivel ca și pentru turnătoria de oțel.

Turnătoria de neferoase la ora actuală este un atelier în cadrul turnătoriei de oțel. Nevoile mereu crescînde ale producției au dus la necesitatea organizării acestui atelier într-o secție complet separată și utilată la nivelul corespunzător. În această secție, care va lua ființă în viitorii 2—3 ani, cantitatea de piese turnate va fi de zece ori mai mare față de nivelul actual. Secția va fi dotată cu o instalație proprie mecanizată de preparat amestecurile de formare, iar dezbaterea formelor, curățirea și debavurarea pieselor se vor executa separat, și se va conduce după principiile secțiilor cu gospodărire chibzuită. Utilarea secției cu instalații moderne de topire, cu instalații de turnare sub presiune, de solidificare sub presiune etc. va duce la îmbunătățirea substanțială a calității producției, care astăzi mai lasă încă de dorit.

La sfîrșitul anului 1962 a fost dată în funcțiune noua curățătorie, iar în anul 1964 va fi terminată extinderea turnătoriei de fontă.

În ceea ce privește dezvoltarea secției forjă, aceasta este prevăzută în planul de sistematizare să fie realizată mai tîrziu. Și aici se vor mecaniza operațiile de forjare și de transport al lingourilor, se vor îmbunătăți sistemele de încălzire actuale a lingourilor în vederea îmbunătățirii calității produselor forjate.

Tratamentul termic secundar va fi realizat în anul viitor, ca urmare a necesităților impuse de ritmul producției. Condițiile de tratament termic secundar vor fi mult mai bune, iar calitatea pieselor tratate, de asemenea.

În aceste rînduri nu au fost arătate decît o parte din realizările sectoarelor calde și din îmbunătățirile care vor fi aduse în mod treptat acestora. Mărirea capacității de producție a acestor sectoare, dotarea lor în continuare cu tehnica cea mai înaintată, vor contribui și pe viitor la îndeplinirea de către uzinele „23 August“ a sarcinilor complexe trasate de partid și guvern.

Ziua de 23 August este întîmpinată de metalurgiștii uzinelor noastre cu noi succese în muncă. Tot mai mare este numărul inovatorilor și raționalizatorilor, crește mereu numărul fruntașilor în producție. Inginerii și tehnicienii și-au luat angajamente concrete privind rezolvarea de teme tehnice legate de continua îmbunătățire a procesului de producție.

Îndeplinind cu cinste sarcinile ce-i revin, muncind cu dragoste și devotament, colectivul uzinelor „23 August“ contribuie împreună cu întregul nostru popor muncitor la opera măreață de desăvîrșire a construcției socialismului în țara noastră.

CZ 669.14.018.25: 621.54.004.64

Cu privire la cauzele fisurării oțelului de scule N06

Ing. T. DULĂMIȚĂ, ing. C. RIZESCU, ing. V. URȘU

Oțelul N06 este folosit la confecționarea de pistoane pentru ciocane pneumatice și perforatoare, scule pneumatice pentru extracția de cărbuni, construcții rutiere etc.

După compoziția chimică, acest oțel este hipoeutectoid și face parte din grupa oțelurilor de scule slab aliate cu adîncime mică de pătrundere a călirii.

Conform STAS 3611-61, compoziția chimică este următoarea (%): C = 0,65—0,75; Mn = 0,40—0,60; Si = max. 0,30; Ni = 0,50—0,70; S = max. 0,03; P = max. 0,03.

Sculele confecționate din acest oțel sînt destinate să lucreze în condiții specifice de solicitare la uzură, șoc și oboseală. În mod corespunzător, oțelul trebuie să aibă următoarele caracteristici de exploatare: o duritate ridicată pe suprafețele de lucru pentru a le asigura o bună rezistență la uzură și la oboseală și o tenacitate ridicată, respectiv o rezistență bună la șoc. Deosebit de important este, de asemenea, faptul că, datorită configurației complexe și cu variații bruște de secțiune, sculele sînt foarte susceptibile la apariția fisurilor în timpul tratamentelor termice.

Dintre caracteristicile tehnologice de comportare la tratament termic cele mai importante sînt: adîncime mică de pătrundere a călirii în condițiile unei durități cît mai ridicate după călire, stabilitate mare față de supraîncălzire și susceptibilitate redusă la apariția fisurilor de călire.

Recepția oțelului se face pe baza determinărilor privind compoziția chimică, macrostructura și microstrcutura, conform prevederilor STAS 3611-61 și 5998-58 (incluziuni nemetalice, segregații de carburi, strat decarburat).

Folosirea șarjelor de oțel N06, caracterizate și recepționate potrivit prevederilor STAS 3611-61 și STAS 5998-58, la fabricarea pistoanelor pentru ciocane CP 23 (fig. 1) a dus la numeroase cazuri de fisurare la călire. Din acest motiv s-a ajuns la ideea că actualul mod de caracterizare a oțelului N06 nu reprezintă un criteriu complet pentru alegerea lui și că este necesar să se ia în considerare o serie de factori metalurgici care determină comportarea la tratamentul termic al sculelor de acest tip. În lucrare se arată principalii factori metalurgici și influența lor.

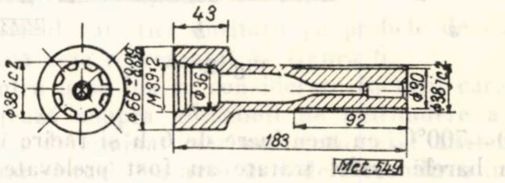


Fig. 1

Metoda de cercetare și rezultatele obținute. Cercetările experimentale au fost efectuate pe două șarje de oțel N06, elaborate în acest scop într-un cuptor electric bazic de 3 t. În tabela 1 sînt prezentate compoziția chimică și temperaturile punctelor critice de transformare Ac_1 și Ac_3.

Încărcătura a fost compusă din fier vechi curat (deșeuri de țeavă, tablă etc.); carburarea s-a făcut cu cocs de petrol, asigurîndu-se la topire 0,90—1,00% C. Afinarea s-a realizat prin fierbere cu minereu (viteza de decarburare fiind de aproximativ 0,45% C/h, iar punctul de oprire de 0,62, respectiv 0,59% C).

Dezoxidarea prin difuziune s-a realizat cu zgură albă (amestec de var, cocs, ferosiliciu și fluorină). La șarja *A*, în amestecul de dezoxidare s-a introdus ,în partea finală a elaborării, și șpan de aluminiu. Dezoxidarea finală prin precipitare s-a făcut în cuptor prin adăugare de ferosiliciu în proporție de 2,5 kg/t și aluminiu în proporție de 500 g/t la șarja *A* și de 350 g/t la șarja *B;* la șarja A s-a mai adăugat și ferovanadiu 6 kg/t.

Turnarea s-a făcut la temperatura de 1 400—1 410°C, determinată cu pirometrul optic fără corecție, în lingouri de 160 kg/buc.

Pentru a se putea înlătura defectele superficiale prin decojire, lingourile au fost în prealabil recoapte la 700—720°C, circa 10 h, în vederea micșorării durității și ușurării prelucrărilor prin așchiere. Înlăturarea defectelor superficiale s-a considerat necesară pentru a se evita o eventuală sursă de fisurare în timpul operațiilor următoare de prelucrare la cald prin deformare plastică și tratament termic.

Tabela 1

Șarja	Compoziția chimică, %									Punctele critice, °C	
	C	Mn	Si	Cr	Ni	V	Cu	S	P	Ac_1	Ac_3
A	0,70	0,43	0,22	0,07	0,54	0,22	0,12	0,014	0,010	740	765
B	0,70	0,58	0,18	0,21	0,62	—	0,23	0,015	0,024	725	736

Forjarea s-a făcut de la lingou la ţaglă 65×65 şi apoi la bare cu diametrul de 22—32 mm. Răcirea s-a făcut în gropi cu nisip.

Barele forjate au fost supuse unui tratament de revenire înaltă, constînd într-o încălzire la 680—700°C, cu menţinere de 6 h şi răcire în aer. Din barele astfel tratate au fost prelevate epruvetele necesare cercetărilor experimentale asupra caracteristicilor tehnologice ale comportării la tratament termic.

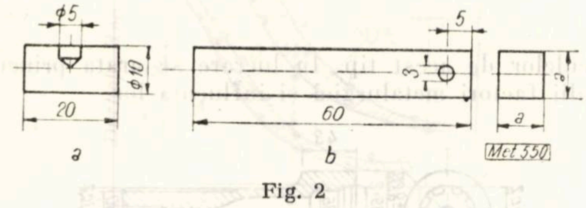


Fig. 2

S-au făcut determinări asupra sensibilităţii la fisurare şi asupra adîncimii de pătrundere a călirii. S-a considerat că aceste două caracteristici sînt cele mai direct legate cu cauza fisurării la tratamentul termic final al pieselor confecţionate din acest oţel şi, în acelaşi timp, sînt influenţate în modul cel mai direct de particularităţile metalurgice ale şarjelor de oţel.

Sensibilitatea la fisurare s-a determinat pe două tipuri de epruvete, avînd forma şi dimensiunile reprezentate în figura 2a,b. Încălzirea în vederea călirii s-a făcut în cuptoare electrice cu reglarea automată a temperaturii.

Pentru protejarea împotriva decarburării, epruvetele au fost împachetate în şpan de fontă. Temperaturile de încălzire au fost de 780, 810 şi 840°C; durata de menţinere de 30 min, iar răcirea s-a făcut în apă. La 24 h după acest tratament termic, probele au fost decapate în vederea examenului macrografic. Rezultatele privind susceptibilitatea la fisurare a probelor din cele două şarje de oţel sînt prezentate în tabela 2, iar în figura 3 sînt reprezentate aspectele macrografice caracteristice ale epruvetelor fisurate.

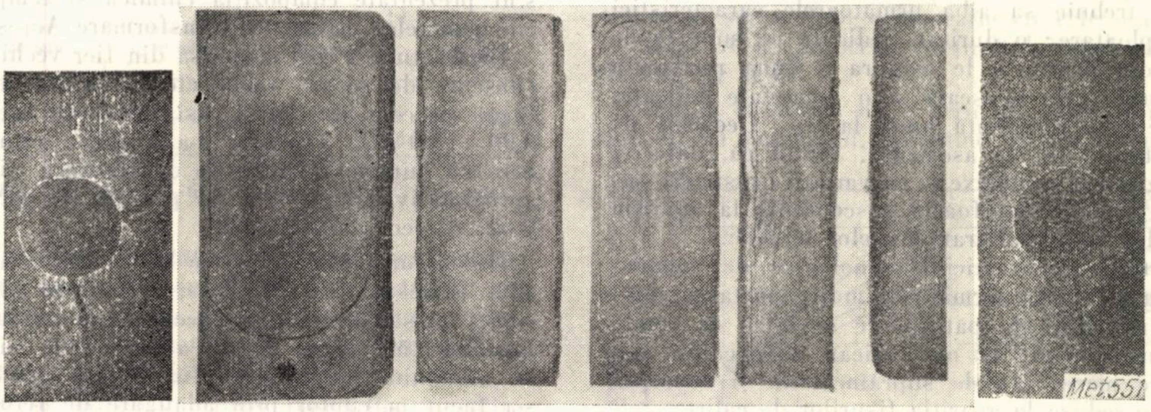


Fig. 3

Tabela 2

Numărul, forma şi dimensiunea epruvetelor încercate în diferite condiţii

Temperatura, °C	Şarja	diametrul 10		diametrul 14		diametrul 20		diametrul 23		diametrul 28		diametrul 10	
		încercate	fisurate	încercate	fisurate	încercate	fisurate	încercate	fisurate	încercate	fisurate	încercate	fisurate
780	*A*	4	1	5	1	4	1	5	1	5	1	10	2
	B	4	3	4	3	4	3	4	4	4	1	10	9
810	*A*	4	1	5	—	5	—	4	1	5	—	10	4
	B	4	4	4	4	5	5	4	4	4	4	10	10
840	*A*	4	2	5	3	5	2	4	2	5	2	9	9
	B	1	1	2	2	1	1	2	2	2	2	10	10
Total	*A*	12	4	15	4	14	3	13	4	15	3	29	15
	B	9	8	10	9	10	9	10	10	10	7	30	29

Din tabela 2 rezultă că, la șarja *A*, din totalul de 98 de epruvete încercate s-au fisurat 33, deci în proporție de 33,7%. La șarja *B*, din 79 s-au fisurat 72, deci 91,3%.

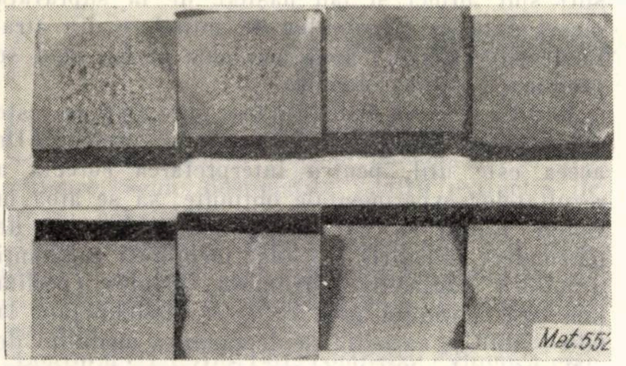


Fig. 4

Adîncimea de pătrundere a călirii s-a determinat pe probe prismatice cu secțiunea 20×20 mm și pe probe cilindrice, prin metoda călirii frontale.

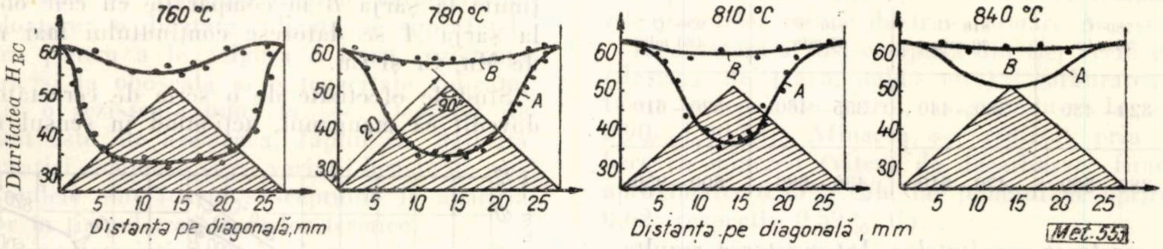


Fig. 5

Tabela 3

Nr. crt.	Șarja	Temperatura de călire, °C	Adîncimea de călire, mm			Observații
			strat martensitic	strat martensită + 50% troostită	total	
1	*A*	760	2,1	1,0	3,1	în strat mai prezintă puține regiuni cu separații de ferită
	B	760	7,0	3,0	10	în zona centrală prezintă structură martensitică cu pînă la 10% troostită
2	*A*	780	2,85	1,5	4,35	în strat nu s-au mai pus în evidență separații de ferită
	B	780	7,5	2,5	10	în zona centrală prezintă structură martensitică cu pînă la 10% troostită
3	*A*	810	3,0	1,6	4,6	în zona centrală prezintă circa 10% martensită
	B	810	7,5	2,5	10	în zona centrală prezintă structură martensitică cu pînă la 10% troostită
4	*A*	840	3,4	6,6	10	—
	B	840	7,5	2,5	10	—

Încălzirea pentru călire a epruvetelor prismatice s-a făcut la 760, 780, 810 și 840°C, durata menținerii la temperatura respectivă fiind de 30 min. Încălzirea pentru călirea frontală s-a făcut la 780 și 810°C, durata menținerii la această temperatură fiind de 30 min.

În tabela 3 sînt cuprinse rezultatele cercetărilor microscopice în secțiunea de rupere a epruvetelor prismatice. În figura 4 sînt prezentate aspectele caracteristice ale spărturilor acelorași probe, iar în fig. 5 sînt reprezentate diagramele de variație a durității pe diagonalele epruvetelor prismatice în secțiunea de rupere.

Graficul variației durității pe probele de călire frontală este reprezentat în figura 6.

Pentru a se lua în considerare factorii care influențează asupra adîncimii de pătrundere a călirii s-a determinat mărimea grăuntelui austenitic ereditar și real. S-a avut în vedere stabilirea influenței vanadiului asupra tendinței de creștere a granulației austenitice și deci indirect asupra adîncimii de pătrundere a călirii și susceptibilității la fisurare.

Determinarea mărimii grăuntelui austenitic real s-a făcut prin metoda coroziunii intercristaline pe probe încălzite la 780, 810 și 840°C, durata menținerii la temperatura respectivă fiind de 30 min.

Mărimea grăuntelui s-a determinat prin metoda cementării la 930°C, cu menținere de 8 h la această temperatură.

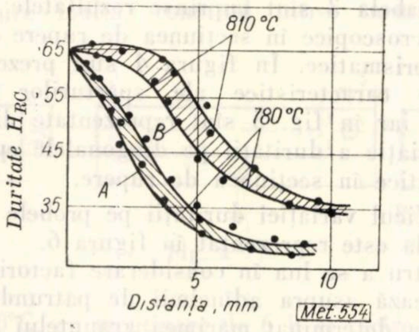


Fig. 6

Rezultatele determinărilor privind mărimea grăuntelui austenitic sînt redate în tabela 4.

Tabela 4

Șarja	Suprafața medie a grăunților, în μ^2, după încălzirea la temperatura și durata de			
	780 °C 30 min	810 °C 30 min	840 °C 30 min	930 °C 480 min
A	320–430	360–440	355–460	520–610
B	380–560	470–610	430–680	800–950

Interpretarea rezultatelor. Interpretarea rezultatelor prezentate mai sus se va face avînd în vedere natura și cauzele apariției fisurilor de călire, precum și factorii metalurgici care determină și influențează această apariție.

Stabilirea naturii și cauzei fisurărilor la călire reprezintă o problemă complexă care trebuie analizată de la caz la caz. În literatura de specialitate există diferite clasificări ale aspectelor de fisurare și ale cauzelor care le generează. Cea mai completă a fost propusă de E. I. Malinkina și este reprezentată în figura 7 [1].

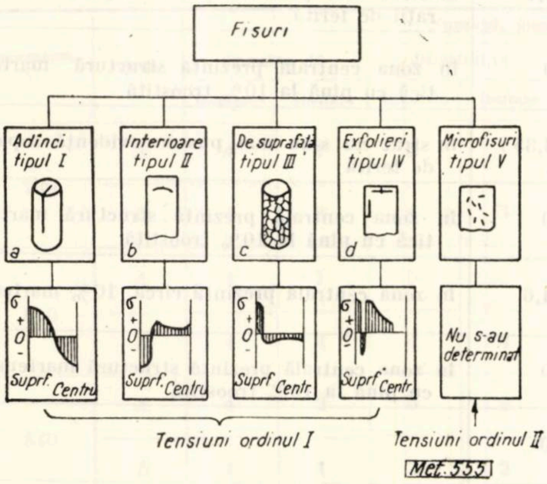


Fig. 7

În cazul sculelor confecționate din oțelul NO6 au apărut mai ales fisuri de tipul I. Aceste fisuri sînt adînci și iau naștere de la suprafața piesei datorită tensiunilor de întindere din straturile superficiale; apar mai ales atunci cînd se produce o călire pătrunsă.

Rezultă deci că sensibilitatea spre fisurare este strîns legată de călibilitatea oțelului respectiv. De aceea este util, pentru interpretarea corectă a rezultatelor experimentale obținute, să se aibă în vedere faptul că, la determinarea adîncimii de pătrundere a călirii, au fost menținuți constanți următorii parametri: structura oțelului (perlită lamelară, obținută prin recoacere îndelungată la 680–700°C), capacitatea de răcire a mediului de călire (apă la 20°C), forma și dimensiunile epruvetelor. În această situație, variațiile de valori ale adîncimii de pătrundere a călirii obținute la cele două șarje (tabela 3 și fig. 4, 5, 6) se pot explica prin variațiile de compoziție chimică și prin particularitățile procesului de dezoxidare. Valorile mai mari ale adîncimii de pătrundere a călirii obținute la șarja *B* în comparație cu cele obținute la șarja *A* se datoresc conținutului mai ridicat de Mn, Cr și Cu.

Studiile efectuate de o serie de cercetători au dovedit că manganul, acționînd în sensul micșorării vitezei de transformare a austenitei subrăcite, ridică stabilitatea acesteia, mărind prin aceasta adîncimea de pătrundere a călirii. În cazul oțelurilor carbon de scule, această influență este intensă chiar la conținuturi mici de mangan (fig. 8, *a*) [2], de aceea în unele standarde se prescrie maximum 0,3% Mn. Acțiunea Mn este amplificată de prezența Cr și Cu care, de asemenea, măresc adîncimea de pătrundere a călirii [3, 4], după cum rezultă din figura 8, *b*.

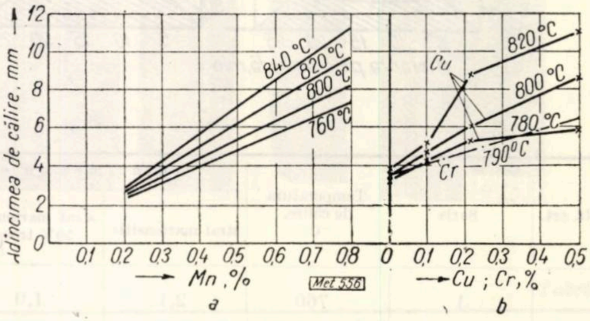


Fig. 8

În mod similar, valorile mai mici ale adîncimii de călire obținute la șarja *A* se explică prin conținutul mai scăzut de Mn, Cr, Cu, precum și prin prezența V. Vanadiul nu mărește, ci dimpotrivă micșorează adîncimea de pătrundere a călirii. Această influență se explică prin faptul că, formînd o carbură stabilă pînă la temperaturi relativ ridicate, reduce pe de o parte tendința de creștere a grăuntelui austenitic, iar pe de altă parte prezența particulelor de carburi nedizolvate formează germeni de cristalizare în timpul răcirii, care acționează în direcția micșorării stabilității austenitei subrăcite.

Obținerea la șarja *A* a unei granulații austenitice mai fine este și rezultatul unei dezoxidări prin difuziune mai avansată, cum și al adaosului de aluminiu mărit întrebuințat la dezoxidarea finală.

Pe baza celor arătate mai sus privind influența capacității de călire asupra apariției fisurilor rezultă că oțelul din șarja *B* este mai susceptibil la formarea fisurilor la călire decît oțelul din șarja *A*, ceea ce este confirmat prin datele din tabela 2 în care se arată că proporția de probe fisurate din șarja *B* este mult mai mare (91,3%) decît cea din șarja *A* (33,7%).

Prin urmare, micșorarea adîncimii de pătrundere a călirii și, prin aceasta, reducerea procentului de fisurare în cazul șarjei *A* sînt rezultatul unei acțiuni complexe a factorilor chimici și metalurgici amintiți.

În ceea ce privește rolul vanadiului, datele obținute la determinarea mărimii grăuntelui austenitic arată că, în cazul de față (la un oțel elaborat după o tehnologie care garantează obținerea unei granulații fine), el se manifestă nu atît prin acțiunea sa de micșorare a grăuntelui austenitic, cît mai ales prin accelerarea procesului de descompunere a austenitei la răcire.

Concluziile care se desprind sînt următoarele:

Oțelul destinat fabricării pistoanelor pentru ciocane pneumatice trebuie să prezinte o rezistență ridicată a suprafețelor de lucru la uzură, combinată cu o tenacitate bună a miezului și, în același timp, o susceptibilitate redusă la fisurare. Din acest punct de vedere, normele de recepție a acestor oțeluri trebuie să conțină indicații precise privind determinarea caracteristicilor tehnologice și de exploatare.

Prin STAS 3611-61, oțelului NO6 nu i se impun condiții privind călibilitatea, mărimea grăuntelui austentic, tendința spre fisurare etc.

Probele de laborator au arătat că oțelul NO6, corespunzător STAS 3611-61, are călibilitatea relativ mare, ca și tendința accentuată spre fisurare, ceea ce îl face impropriu pentru destinația care i-a fost dată.

De aceea, pentru îmbunătățirea comportării materialului destinat ciocanelor perforatoare sînt necesare următoarele măsuri: modificarea mărcii de oțel prin introducerea V (0,10—0,20%); limitarea conținutului de crom la maximum 0,15%, ca și reducerea conținutului de Mn la 0,25—0,45%; introducerea în condițiile de recepție a prescripțiilor pentru determinarea călibilității (se recomandă un strat de 3—4 mm), a mărimii grăuntelui austentic (se recomandă un punctaj 7—8, conform STAS 5998-58) și a tendinței spre fisurare. Respectarea acestor prevederi va garanta realizarea unei producții de oțel, de calitate bună și constantă, corespunzător condițiilor impuse de sculele respective și de solicitările acestora atît în timpul fabricației, cît și în timpul exploatării.

---

[1] *Malenkina, E. I.* Formarea fisurilor la tratamentul termic al oțelului. București, I.D.T., 1959. [2] *Zoltan, H.* In: GEP 14 nr. 1, ian. 1962, p. 14—22. [3] *Rapatz, F.* și *Mirt, O.* In: Stahl und Eisen 74 nr. 19, 1954, p. 1195. [4] *Bennek, H.* In: Stahl und Eisen 65, nr. 6, 1935, p. 160.

CZ 669.15'24-194

Cu privire la utilizarea oxidului de nichel la alierea oțelurilor

Ing. GH. OROS, ing. C. RIZESCU, ing. M. TUDOSE, ing. V. URSU

In fabricația de oțeluri aliate, nichelul, ca element de aliere, ocupă un loc deosebit de important. Nichelul metalic, de puritate 99%, sub formă de plăci sau granule, constituie materialul curent utilizat în oțelării. În ultima perioadă, pentru a mări economicitatea utilizării rezervelor de nichel, în producția mondială de oțel a început să se utilizeze, în locul nichelului metalic, un semifabricat constînd din oxid de nichel, sub formă de pulbere sau pelete.

În lucrarea de față se vor prezenta unele observații în legătură cu tehnologia de aliere a oțelurilor folosind oxidul de nichel.

Compoziția chimică a protoxidului de nichel utilizat, în cursul încercărilor efectuate, este arătată în tabela 1.

Tabela 1

Forma protoxidului	Compoziția chimică, %													
	Ni	Co	Cu	Fe	C	S	P	As	Pb	SiO_2	Al_2O_3	MgO	CrO	O_2
Peletizat	91,0 94,0	1,0	0,35 0,45	0,32 0,47	0,08 0,24	0,032 0,087	0,01	0,05	urme	0,9	0,5	0,05	0,10	5,0
Pulbere	81,0 82,0	0,5 1,0	0,34 0,40	0,45	0,15	0,02 0,04	0,01	0,05	urme	0,7	0,3	0,04	0,10	15,0

Protoxidul de nichel sub formă de pelete are următoarele caracteristici fizice: greutate specifică 7,1—7,3 g/cm^3; punct de topire 1800—1850°C; porozitate 28—36 %; rezistență mecanică la compresiune 48—65 kg/cm^2; dimensiunea granulelor 10—50 mm. Protoxidul de nichel pulbere se caracterizează prin: greutate specifică aproximativ 7,0 g/cm^3; punct de topire aproximativ 1 845°C; granulație 1,4 mm—10,0 %; $>$ 1,0—6,0 %; $>$ 0,63—7,5 %; $>$ 0,32—7,5 %; $>$ 0,2—7,0 %; $>$ 0,1—12,5 %; $>$ 0,06—24,5 %; $<$ 0,06—25,0 %.

Procesul de aliere cu nichel a oțelurilor folosind protoxid de nichel are la bază reductibilitatea mare a acestuia. Graficul din figura 1 arată variația tensiunii de disociere în funcție de temperatură [1] pentru diverși oxizi metalici și demonstrează posibilitatea reducerii oxidului de nichel pe seama celorlalte elemente existente în baia metalică (C, Si, Mn, P, Fe). Procesul chimic de reducere a oxidului se poate desfășura în baia de oțel după una dintre reacțiile de mai jos:

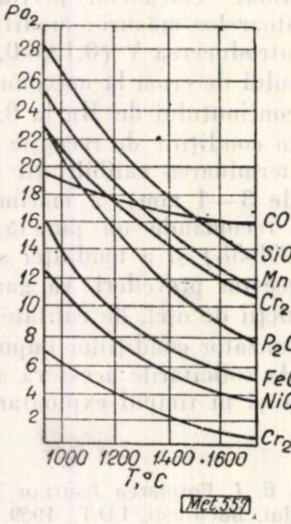


Fig. 1

$$2\langle NiO\rangle + [Si] = [SiO_2] + 2[Ni] + 88\,800 \text{ kcal}$$
$$5\langle NiO\rangle + 2[P] = [P_2O_5] + 5[Ni] + 77\,400 \text{ kcal}$$
$$\langle NiO\rangle + [Mn] = [MnO] + [Ni] + 34\,700 \text{ kcal}$$
$$\langle NiO\rangle + [Fe] = [FeO] + [Ni] + 6\,100 \text{ kcal}$$
$$\langle NiO\rangle + [C] = [CO] + [Ni] - 31\,800 \text{ kcal}$$

Dacă se ține seamă, pe lîngă efectul termic al reacțiilor respective, și de legea acțiunii maselor, se poate face aprecierea că cea mai mare dezvoltare o ia reacția de reducere cu fier, urmînd ca oxidul de fier astfel format să contribuie la oxidarea celorlalte elemente: C, Mn, P.

Adăugarea protoxidului de nichel se poate face la încărcare sau în timpul afinării (fierberii). Pentru stabilirea momentului optim este necesar să se țină seama de următorii factori: caracteristicile fizice ale oxidului, cuptorul în care se elaborează oțelul, gradul de asimilare a nichelului și influența oxidului asupra proceselor de oxidare, în special asupra decarburării și defosforării.

Încercările de utilizare a protoxidului de nichel s-au făcut la elaborarea oțelurilor: N15, 34MoNC15, 30CN25, 20H2N4A, și Inox. 5. În general, s-a utilizat protoxid peletizat și doar în două cazuri protoxid sub formă de pulbere. S-au elaborat șarje la care s-a introdus protoxidul la încărcare și altele la care s-a adăugat în timpul fierberii. Gradul de asimilare a nichelului la șarjele elaborate de noi în cuptoare Martin și în cuptoare electrice cu arc rezultă din datele cuprinse în tabela 2.

Aceste rezultate confirmă datele citate în literatură [2] privind asimilarea avansată a nichelului din protoxid de nichel și arată că nu există diferențe sensibile din acest punct de vedere între cuptorul Martin *M* și cuptorul electric *E* și nici între șarjele elaborate cu adăugarea materialului respectiv la încărcare și cele la care alierea s-a făcut în timpul fierberii.

Trebuie reținut că protoxidul de nichel peletizat, trecînd repede prin zgură, ajunge în contact cu oțelul și contribuie la realizarea decarburării și defosforării conform reacțiilor citate mai sus. Acest proces se dezvoltă aproape instantaneu, iar pe seama oxigenului din protoxid se realizează viteze de decarburare mari (0,5—0,9 % C/h și chiar mai mari). Realizarea unor viteze mari de desfășurare a acestor procese este și urmarea faptului că, datorită eutecticului ușor fuzibil de Ni—NiO la 1 438°C conținut de protoxidul peletizat, în timpul încălzirii la trecerea prin zgură se produce topirea acestuia și transformarea granulelor de protoxid într-un număr foarte mare de particule fine. În felul acesta, suprafața de reacție devi-

Tabela 2

Nr. crt.	Marca oțelului	Cuptorul	Greutatea șarjei	Conținutul de Ni în încărcătură %	Adaosul de Ni			Conținutul final de Ni, %	Gradul de asimilare, %	Observații
					NiO, kg	Ni, kg	Ni, %			
1	N15	M	6 500	0,13	100	92	1,40	1,48	95,5	dat la încărcare
2	N15	M	8 650	0,21	140	129	1,49	1,60	95,0	dat la încărcare
3	34MoCN15	E	6 300	0,36	75	69	1,10	1,40	94,9	dat la încărcare
4	30CN25*	E	7 200	0,15	240	220	2,95	2,99	96,0	dat la încărcare
5	20H2N4A	E	7 300	0,18	250	231	3,05	3,06	95,2	dat la încărcare
6	34MoCN15	E	6 300	0,20	95	87	1,36	1,50	95,5	dat la fierbere
7	34MoCN15	E	6 400	0,63	65	60	0,93	1,53	96,6	dat la fierbere
8	34MoCN15	E	7 350	0,72	55	52	0,71	1,41	97,5	dat la fierbere
9	34MoCN15	E	7 350	0,91	60	55	0,75	1,62	94,7	dat la fierbere
10	Inox. 5*	E	3 850	0,10	965	846	21,9	20,75	94,7	dat la fierbere

* la șarjele respective s-a folosit și protoxid de nichel sub formă de pulbere.

ne foarte mare și intensitatea reacțiilor este puternic influențată.

Datele prezentate în tabela 3 [4] obținute la elaborarea unor șarje de 13HN3A ilustrează pe deplin acțiunea oxidantă a protoxidului de nichel asupra C, Mn, și P din baia metalică. Trebuie remarcat faptul că protoxidul de nichel ca material oxidant este de puritate mare, nu provoacă modificarea caracteristicilor zgurei, iar impurificarea cu incluziuni nemetalice a oțelului este în acest caz minimă. De asemenea, vitezele mari de oxidare a carbonului sub influența protoxidului de nichel sînt favorabile degazării avansate a oțelului. De aceea, la oțelurile elaborate prin metoda de topire cu oxidare parțială, oțelurile aliate de construcție și oțelurile refractare, considerăm că este mai rațională să se facă alierea în timpul fierberii. Aplicînd această metodă în cazul elaborării oțelurilor înalt aliate cu nichel, de exemplu oțeluri austenitice Cr-Ni, afinarea poate fi realizată integral pe seama oxigenului conținut de protoxid. Acest lucru este confirmat de rezultatele practice obținute în oțelăria uzinelor „23 August" la elaborarea unei șarje de oțel Inox.5 într-un cuptor electric bazic de 3 t capacitate. Elaborarea șarjei respective s-a desfășurat în felul următor: 11 h 30 min—12 h — ajustarea cuptorului; 12 h — 12 h 20 min — încărcarea (încărcătura a fost compusă din: 1 400 kg de deșeuri curate de tablă de oțel OL38, 30 kg cocs de petrol și 40 kg var); 12 h 20 min—13 h 15 min — topirea.

Tabela 3

Nr. șarjei	Conținutul în oțel						Observații
	C		Mn		P		
	înainte de adaos	după adaos	înainte de adaos	după adaos	înainte de adaos	după adaos	
1	0,51	0,32	0,17	0,13	0,023	0,015	probele după adaos de protoxid s-au luat la circa 20 min.
2	0,76	0,45	0,20	0,12	0,027	0,015	
3	0,51	0,15	0,10	0,10	0,015	0,010	
4	0,60	0,33	0,20	0,13	0,020	0,015	
5	0,57	0,36	0,26	0,20	0,070	0,030	
6	0,95	0,64	0,27	0,22	0,070	0,035	

Analiza chimică la topire (%):

oțel — C—0,98; Mn—0,34; P—0,05; Ni—urme; Cr—urme;

zgură — SiO_2—15,76; CaO—45,58; FeO—5,54; MnO—2,60; MgO—10,20/13 h 25 min — 15 h, 20 min — afinarea din care fierberea cu oxid a durat 1 h 30 min, iar fierberea curată 25 min. Decarburarea s-a realizat pe seama adaosurilor succesive de NiO în proporții de 150 kg, date la intervale de 15 min. După 30 min de la începerea fierberii, compoziția chimică a oțelului a fost (%):

C — 0,39; Mn—0,22; P—0,011.

Deci în acest interval s-a realizat o decarburare intensă, fierberea vehementă provocînd deversarea zgurei peste pragul cuptorului.

După alte 30 min, conținutul de carbon al oțelului a scăzut la 0,11%, iar conținutul de Mn, la 0,18%. S-a continuat adăugarea protoxidului de nichel pînă la terminarea alierii cu nichel. În această ultimă perioadă, procesul de decarburare a scăzut ca intensitate, pe de o parte, datorită conținutului mic de carbon din baia metalică și, pe de altă parte, din cauza zgurei vîscoase care împiedică pătrunderea oxidului pînă la contactul cu oțelul.

Analiza chimică a oțelului la sfîrșitul fierberii a fost (%):

C—0,07; Mn—0,14; P—0,008; Ni—32,5; iar a zgurei:

SiO_2—11,7; CaO—50,25; FeO—12,4; MnO—1,40; MgO—19,60.

După cum rezultă din analiza de mai sus, cauza viscozității ridicate a zgurei era bazicitatea și, în special, prezența în cantitate mare a MgO provenit din materialul de ajustare (cuptorul prezenta o uzură avansată a zidăriei, era la sfîrșitul campaniei).

După terminarea fierberii liniștite s-a evacuat integral zgura oxidantă.

15 h 45 min — 19 h a durat dezoxidarea și alierea cu Cr și Si. S-a făcut o predezoxidare cu SiMn (20 kg), apoi s-a continuat dezoxidarea prin difuziune cu zgură albă. La aliere s-a folosit FeCr 0000, în prealabil calcinat la 850°C. Cu 10 min înainte de evacuarea șarjei s-a făcut alierea cu Fe—Si 75%, apoi s-au introdus 2 kg Al.

Oțelul a fost turnat în lingouri de 160 kg/bucată, destinate forjării antecamerelor pentru motoarele Diesel.

Analiza finală realizată pentru oțel a fost (%): C—0,12; Mn—0,70; Si—1,80; Cr—25,2; Ni—20,75; S—0,014; P—0,018; pentru zgură: SiO_2—14,25; CaO—64,75; FeO—1,08; MnO—0,69; MgO—15,1; Cr_2O_3—0,54.

Oțelul obținut s-a comportat bine atît la forjare, cît și la tratament termic. La controlul final (metalografic) nu s-au evidențiat deosebiri calitative între oțelul realizat după tehnologia descrisă mai sus și cel fabricat obișnuit prin aliere cu nichel metalic.

Concluzii. Din încercările efectuate privind utilizarea protoxidului de nichel la alierea oțelurilor în cuptorul Martin și electric, rezultă următoarele:

Viteza de reducere a protoxidului este foarte mare și, în condițiile practice din cuptorul Martin sau electric, trecerea nichelului în baie metalică se face aproape instantaneu, asimilarea fiind bună, echivalentă cu cea obținută la folosirea nichelului metalic.

Prin adăugarea protoxidului peletizat în perioada de afinare are loc intensificarea proceselor metalurgice de decarburare și defosforare. Viteza de decarburare este superioară celei realizate folosind minereu și, prin aceasta, degazarea oțelului este îmbunătățită.

Înlocuirea parțială sau chiar totală a minereului prin folosirea protoxidului de nichel nu poate avea decît urmări favorabile în ceea ce privește calitatea oțelului (puritatea în incluziuni nemetalice și în gaze crește) și, de asemenea, prin scurtarea duratei șarjei, datorită micșorării conținutului de zgură din timpul afinării, se realizează o reducere a cheltuielilor de fabricație (economie de minereuri, var, curent electric etc.).

Considerăm deci că este rațional din punct de vedere tehnologic și economic ca protoxidul de nichel peletizat să fie adăugat în timpul afinării șarjei.

În ceea ce privește utilizarea protoxidului de nichel pulbere, primele noastre încercări au arătat că se comportă similar cu cel peletizat. Pentru a evita pierderile mecanice (în special în cuptorul Martin curentul de gaze antrenează o parte din pulbere) și a crea posibilitatea ca protoxidul să ajungă mai ușor în contact cu oțelul lichid sînt în curs încercări în cadrul oțelăriei uzinelor „23 August" de introducere a pulberii de NiO prin insuflare.

---

[1] Hutnick, nr. 3, 1960, p. 115—118. [2] Stal, nr. 10, 1960. [3] Hencen, M. Structuri dvoinîh splavov, vol. II, Moscova, 1962. [4] Oțelul, nr. 10, 1957, p. 59—65.

CZ 621.785 : 669.14.018.25

Unele particularități ale tratamentului termic preliminar al oțelului aliat de scule marca W14

Ing. T. DULĂMIȚĂ, ing. D. MÎNTULESCU, ing. I. IATAN

La uzinele „23 August", în anul 1962, s-a introdus în fabricație, pentru prima oară în țară, un oțel hipereutectoid aliat de scule de tipul mangan-crom-wolfram, similar oțelului sovietic HVG, simbolizat în STAS 3611-61 prin W14.

Compoziția chimică a oțelului W14 este indicată în tabela 1.

Tabela 1

C, %	Mn, %	Si, %	Cr, %	Ni, %	W, %	S, %	P, %
0,90 1,05	0,80 1,10	0,15 0,35	0,90 1,20	max. 0,30	1,20 1,60	max. 0,03	max. 0,03

Valorile punctelor critice pentru un oțel de tip W14 sînt redate în tabela 2.

Tabela 2

Ac_1, °C	Acm, °C	Ms, °C	Mf, °C
750—760	980—1 050	~150	—50

Oțelul aliat de scule marca W14 are unele caracteristici tehnologice interesante, și anume: adîncime mare de pătrundere a călirii, ceea ce permite călirea sculelor cu secțiuni mari în ulei sau în băi de săruri; temperatura de călire relativ scăzută, 830—840°C; duritatea ridicată, comparabilă cu a oțelului rapid: 63—65 HRC la răcirea în ulei și 61—63 HRC la răcirea în băi de săruri topite la temperatura de 160—200°C; stabilitate la cald pînă la circa 350—400°C; tenacitate mai bună decît a oțelului RW 190, la aceeași duritate; tendință mică de deformare la călire; capacitate bună de prelucrare prin așchiere în stare recoaptă.

Față de caracteristicile tehnologice arătate și mai ales datorită prețului de cost mult mai scăzut decît al oțelului rapid, oțelul W14 este indicat a fi utilizat la fabricarea de tarozi lungi, broșe pentru prelucrat materiale moi, bacuri pentru filetat, alezoare, scule de tras, calibre etc., adică scule destinate să lucreze în condiții de solicitare termică redusă.

Fabricarea semifabricatelor de oțel W14 sub formă de bare cu secțiune circulară, cu diametrele cuprinse între 14 mm și 120 mm, prin forjarea lingourilor de 7″ și 8″ a ridicat unele probleme privind corelarea prelucrării plastice cu tratamentul termic preliminar.

S-au constatat o serie de defecte care se pot grupa după cum urmează:

— capacitate scăzută la prelucrarea prin așchiere, rezultînd un consum de scule așchietoare nejustificat, chiar la durități normale ale semifabricatelor în stare recoaptă (HR $\leqslant$ 255);

— la o serie de tipuri de scule, ca tarozi, alezoare, se constată o tenacitate relativ scăzută, avînd drept urmare o durabilitate redusă în exploatare;

— semifabricatele forjate și recoapte din același lot de tratament prezentau durități neuniforme;

— barele forjate și matrițate cu diametrele cuprinse între 14 și 30 mm prezentau, înainte de tratamentul termic preliminar, fisuri cu adîncimi variabile, de la 0,2—3 mm, și cu orientări nepreferențiale.

Analizele de laborator, atît pe probele luate în timpul procesului de fabricație, cît și pe probele de la beneficiari, au dus la următoarele constatări;

— semifabricatele recoapte cu duritate normală (HB $\leqslant$ 255) dar cu capacitate redusă de prelucrare prin așchiere prezentau în structură perlită lamelară și carburi dispuse la limita grăunților sub formă de rețea (fig. 1x270) ;

— sculele cu tenacitate mică prezentau în structură carburi în rețea ;

— semifabricatele forjate și recoapte, cu duritate ridicată și neuniformă, prezentau structură alcătuită din perlită, și constituenți intermediari de descompunere a austenitei, de tip bainitic (fig. 2x270).

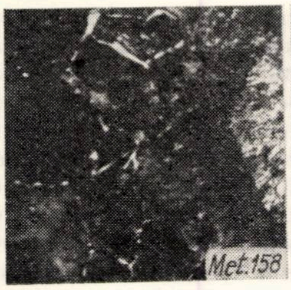


Fig. 1

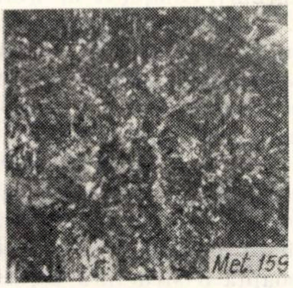


Fig. 2

De asemenea, se constată în unele cazuri zone de decarburare în jurul fisurilor, pe adîncimi mai mari sau fisuri nedecarburate ; fisurile porneau de la suprafață, dintr-o zonă cu o structură martensitică, și se opreau într-o zonă cu structură neomogenă formată din martensită și austenită reziduală.

Ținînd seamă de faptul că, în cazul acestui oțel, eventualele greșeli în conducerea elaborării și turnării nu pot duce la formarea rețelelor sau benzilor de carburi, rezultă că aceste defecte sînt legate de operațiile de forjare și tratament termic preliminar.

Din cele constatate și pe baza unor probe preliminare s-a trecut la studierea (încercările s-au făcut pe o șarjă de oțel W14 în greutate de 5 700 kg, formată din 24 de lingouri de 7″ și 4 lingouri de 8″) condițiilor în care pot apărea defectele semnalate, a fazelor din procesul de fabricație în care iau naștere și a măsurilor care trebuie luate pentru preîntîmpinarea și înlăturarea lor.

În tabela 3 se indică analiza chimică a șarjei experimentale de oțel W14.

Tabela 3

C, %	Mn, %	Si, %	Cr, %	W, %	S, %	P, %
0,90	0,95	0,25	1,04	1,20	0,013	0,019

Analiza defectelor enumerate s-a făcut în ordinea următoare :

Rețelele de carburi. Formarea rețelelor de carburi în oțelurile hipereutectoide se poate produce datorită următoarelor cauze : gradului de deformare plastică la forjare (coroiaj) insuficient ; terminării operației de forjare la o temperatură cu mult peste temperatura punctului Acm ; răcirii lente după forjare ; aplicării unui regim necorespunzător de tratament termic preliminar.

Gradul de forjare este de minimum 10, astfel încît trebuie exclusă posibilitatea apariției în structură a rețelelor de carburi, datorită unui grad de deformare insuficient.

Așadar, rețelele de carburi sînt secundare, apariția lor fiind cauzată de regimul de forjare sau de tratamentul termic preliminar.

La stabilirea măsurilor pentru evitarea apariției rețelelor de carburi în procesul de deformare plastică la cald s-a avut în vedere alegerea unei temperaturi de început de forjare care să asigure o plasticitate suficientă oțelului, în funcție de dimensiunea semifabricatului forjat și de gradul de reducere a secțiunii, urmărind a se realiza forjarea printr-o singură încălzire, astfel încît temperatura de sfîrșit de forjare să fie cît mai apropiată de limita minimă admisă pentru oțelul respectiv.

De asemenea, s-a avut în vedere asigurarea unei răciri de la temperatura de sfîrșit de forjare cu o viteză suficientă pentru a împiedica separarea din austenită a carburilor sub formă de rețea și care, totodată, să nu ducă la apariția defectelor generate de tensiuni interne.

Forjarea s-a făcut după următoarea schemă : preîncălzirea lingourilor la temperatura de 700—750°C, circa 7 ore; încălzirea lingourilor la 1 050°C; forjarea la secțiunea 110x110 mm a circa 75% din lingou cu debitarea maselotei și reintroducerea în cuptor ; încălzirea la 1 050°C ; forjarea în întregime la secțiunea 110x110 mm cu debitarea piciorului lingoului urmată de tăierea materialului în două și de reintroducerea la încălzire a celor două bucăți de secțiune 110x110 mm rezultate ; încălzirea la 1 050°C ; forjarea la secțiunea 60x60 mm a circa 75% a materialului cu secțiunea de 110x110 mm ; răcirea în aer pînă la circa 700°C ; introducerea la încălzire numai a porțiunilor rămase neforjate, restul materialului rămînînd în afara cuptorului ; încălzirea la 1 050°C ; forjarea în întregime la secțiunea 60x60 mm ; răcirea în aer pînă la circa 700°C ; răcirea în nisip.

În toate cazurile, temperatura de sfîrșit de forjare a fost aproximativ de 850°C.

Din analizarea schemei de mai sus se observă că singura posibilitate de separație a carburilor sub formă de rețea apare numai în cazul țaglei de secțiune 60x60 mm ; semifabricatul se răcește în aer. Totuși, analiza metalografică efectuată pe probe prelevate din țagle cu secțiunea 60x60 mm nu a pus în evidență, nici în acest caz, existența rețelelor de carburi. Structura rezultată în urma aplicării schemei de mai sus, în cazul țaglelor de secțiune 60x60 mm, indică, în porțiunea forjată întîi și care se răcește mai repede, de la circa 700°C, constituenți de tip bainitic (fig. 2).

Structura rezultată la porțiunea forjată ultima și răcită pînă la circa 700°C în aer și apoi lent în nisip este alcătuită din bainită și austenită reziduală dispuse în benzi datorită fenomenului de stabilizare a austenitei sub influența deformării plastice (fig. 3).

Forjarea țaglelor de secțiune 60x60 mm la secțiuni mai mici în vederea matrițării (secțiuni octogonale cu colțurile rotunjite) a urmat aceeași schemă, cu singura deosebire că temperatura de început de forjare a fost limitată la maximum 1 000°C pe baza acelorași considerente expuse anterior, pentru ca temperatura de sfîrșit de forjare să nu depășească 850°C.

Răcirile de la temperaturile de sfîrșit de forjare (~ 850°C) s-au făcut în aer pînă la circa 700°C și apoi în nisip. La ultima fază a procesului de forjare-matrițare, temperatura de început de matrițare a fost limitată la 900—950°C, avînd-se în vedere că operația decurge cu o deformare minimă de secțiune. Răcirea barelor pînă la diametrul de 30 mm, s-a făcut în aer pînă la circa 700°C și apoi în nisip, iar a celor sub diametrul de 30 mm. s-a făcut în aer pînă la circa 700°C și apoi dirijat în cuptor pînă la temperatura ambiantă.

Determinările metalografice pe probele prelevate din material din toate fazele de forjare și la toate dimensiunile au arătat că respectarea cu strictețe a regimurilor de încălzire și răcire stabilite nu generează apariția rețelelor de carburi.

Așadar, apariția rețelelor de carburi la semifabricatele forjate poate să fie datorată numai unei forjări necorespunzătoare schemei indicate.

O altă cauză a apariției rețelelor de carburi, amintită mai sus, este depășirea temperaturii la operațiile de tratament termic preliminar.

W14 este un oțel hipereutectoid aliat cu mangan, crom și wolfram. Elementele de aliere mangan și crom sînt prezente atît în cementită, cît și în soluția solidă. Wolframul peste 1% formează carbura complexă de tipul Fe_2W_2C, greu solubilă.

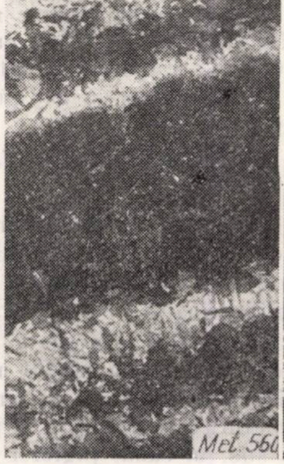


Fig. 3

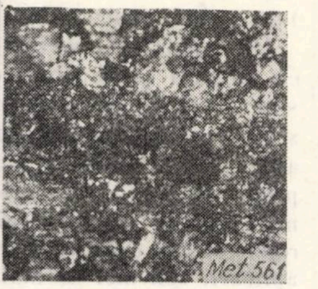


Fig. 4

Este de reținut faptul că, în cementită, manganul, înlocuind atomii de Fe, mărește capacitatea ei de punere în soluție, temperatura de solubilizare a cementitei aliate cu mangan în austenită fiind chiar mai coborîtă decît a oțelurilor carbon obișnuite (nealiate).

Totodată, în prezența manganului și a cromului în oțel, crește și solubilitatea la încălzire a carburii complexe de wolfram.

Încălzirea în vederea recoacerii în cazul oțelului W14 trebuie să se facă la o temperatură puțin superioară punctului critic Ac_1. În acest fel vor rămîne la această temperatură carburi în exces mai greu solubile (carburile de crom și wolfram), care au rolul de centre de cristalizare pentru carburile care se separă din austenită în timpul răcirii, la temperatura intervalului de transformare perlitică, asigurîndu-se astfel în stare recoaptă o structură formată din ferită ca masă de bază și carburi globulizate distribuite uniform, structură destul de favorabilă atît pentru prelucrările din așchiere, cît mai ales pentru tratamentele termice ulterioare (călirea).

Încălzirea pentru recoacerea la temperaturi mai ridicate duce la solubilizarea unei cantități mai mari de carburi, deci la micșorarea numărului de germeni de cristalizare, la creșterea grăuntelui de austenită. Prin răcirea lentă, descompunerea austenitei va consta în perlită lamelară însoțită de rețele de carburi.

Existența în structură a perlitei lamelare și a rețelelor de carburi indică întotdeauna supraîncălzirea la recoacere.

Niciodată nu se vor întîlni o structură de perlită globulară și carburi dispuse în rețea.

Afară de formarea rețelelor de carburi se constată că depășirea temperaturii sau a timpului de menținere la recoacere are repercusiuni nefavorabile și asupra adîncimii de călire.

La o aceeași șarjă de elaborare, la diversele loturi de tratament termic de recoarece, se constată adîncimi de călire diferite, uneori diferențele fiind apreciabile.

Explicația se găsește în aceea că, la temperaturi mai ridicate sau la mențineri prea lungi la aceste temperaturi, are loc fenomenul de descompunere a carburii complexe de wolfram (metastabilă) în carburi de tipul WC și W_2C foarte greu solubile și care micșorează stabilitatea austenitei la subrăcire.

Descompunerea are loc după reacția:

$$n\,(Fe_2W_2C) + \text{austenită} \rightarrow$$
$$\rightarrow n\,(Fe_2W_2C) + p\,(WC) + S(Fe_3C).$$

Pentru oțelul W14, temperatura optimă de recoacere are intervalul de 770—790°C, timpul de menținere la această temperatură trebuind să fie calculat în funcție de încărcătura cuptorului.

Duritatea neuniformă. S-a arătat că barele forjate, după tratamentul de recoacere aplicat conform STAS 3611—61, prezentau o duritate neuniformă, datorită unei structuri neomogene formată din perlită și constituenți intermediari de tip bainitic (fig. 4).

În STAS 3611—61, se indică următorul regim de tratament termic de recoacere (fig. 5); încălzire la 770—790°C cu menținere la această temperatură un timp proporțional cu încărcătura cuptorului și răcire liberă cu cuptorul.

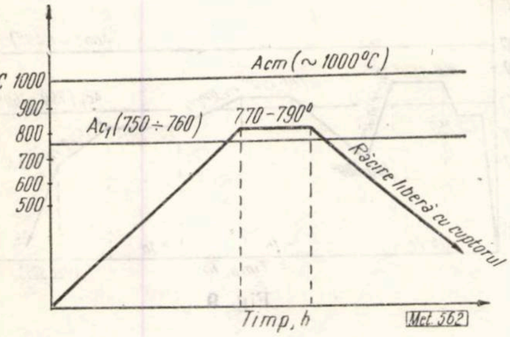
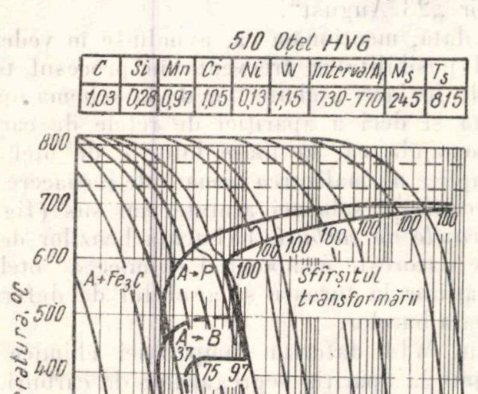


Fig. 5

Acest regim de tratament termic pentru cazul oțelului W14 nu este cel mai indicat, datorită următoarelor considerente de ordin teoretic și practic.

Prezența elementelor de aliere, în special a cromului și parțial a manganului, mărește stabilitatea la subrăcire a austenitei în domeniul intervalului de transformare perlitică.

Din diagrama termocinetică de descompunere a austenitei subrăcite pentru un oțel apropiat de compoziția oțelului din tabela 3 se vede că domeniul de transformare perlitică (fig. 6) este foarte îngust și, pentru transformare, este necesar un timp îndelungat. Totodată, între domeniul de transformare bainitică și cel de transformare perlitică există un domeniu larg în care austenita este stabilă.


510 Oțel HVG

C	Si	Mn	Cr	Ni	W	Interval A_1	M_s	T_s
1,03	0,28	0,97	1,05	0,13	1,15	730-770	245	815

Fig. 6

Datorită acestui fapt, la răcirea liberă cu cuptorul, viteza de răcire de la 770—790°C pînă la circa 550—600°C nu asigură timpul necesar pentru descompunerea totală a austenitei în perlită și, mai ales, barele aflate în zona superioară a încărcăturii vetrei vor suferi o transformare a austenitei și în zona de descompunere bainitică, rezultînd o structură neomogenă, nefavorabilă, așa cum s-a menționat.

Tratamentul termic preliminar optim pentru oțelul W14 este recoacerea izotermă în intervalul de transformare perlitică, după cum urmează (fig. 7): încălzirea la 770—790°C; menținerea după atingerea temperaturii timp de 30—60 min sau mai mult, în funcție de încărcătura cuptorului; răcirea dirijată cu cuptorul, cu viteza de 30°C/h, pînă la temperatura de 690—720°C; menținerea minimum 3 h, în funcție de încărcătura cuptorului; răcirea cu cuptorul cu viteza de 40—50°C/h, pînă la temperatura de 500—550°C; scoaterea încărcăturii și răcirea în aer.

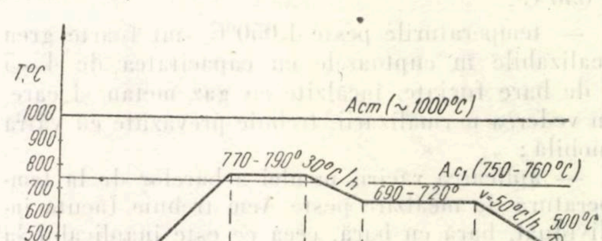


Fig. 7

Respectarea schemei de forjare descrise și a acestui regim de tratament termic de recoacere a dus la obținerea unei structuri omogene formate din perlită globulară și la o duritate scăzută de circa 200 HB (fig. 8.).

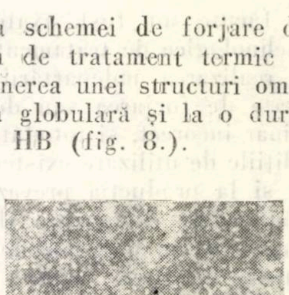


Fig. 8

Rezultatele obținute au confirmat pe deplin considerentele teoretice și necesitatea aplicării în cazul oțelului W14 a unei recoaceri izoterme.

Considerăm necesar ca și STAS 3611—61 să fie modificat în ceea ce privește regimul de tratament termic de recoacere prescris.

Cercetările efectuate au luat în considerare și eventualitatea că datorită abaterilor de la tehnologia optimă de forjare sau tratament termic, arătate mai sus, vor apărea rețelele de carburi. Pentru această alternativă s-a căutat să se stabilească realizarea optimă a tratamentului termic care să asigure toate condițiile de livrare din STAS 3611—61.

Tratamentul termic clasic, indicat de literatura de specialitate pentru îndepărtarea rețelelor de carburi, prevede o încălzire peste punctul critic Acm al oțelului hipereutectoid și răcirea de la această temperatură în aer (normalizare) sau în ulei (călire) urmată de o recoacere completă.

Aplicarea acestui regim de tratament termic la oțelul W14 în condițiile industriale ale uzinelor „23 August" este aproape imposibilă datorită următoarelor considerente:

— încălzirea ar trebui să se efectueze la temperaturi foarte ridicate, peste Acm, care, așa cum rezultă din tabela 3, are intervalul de 980—1 050°C;

— temperaturile peste 1 050°C sînt foarte greu realizabile în cuptoarele cu capacitatea de 4—5 t de bare forjate, încălzite cu gaz metan și care, în vederea normalizării, trebuie prevăzute cu vatră mobilă;

— aplicarea răcirii în ulei a barelor de la temperatura de încălzire peste Acm trebuie făcută individual, bară cu bară, ceea ce este inaplicabil la o producție de zeci de tone lunar;

— temperatura ridicată de încălzire, în cuptoare fără atmosferă controlată, duce la o decarburare foarte puternică a barelor din W14 peste limita admisă de STAS 3611—61 și, totodată, la o creștere exagerată a mărimii grăuntelui real de austenită.

Cercetările făcute au fost axate pe găsirea unor soluții tehnologice de tratament termic, care să reușească realizarea îndepărtării rețelelor de carburi generate de forjarea sau de tratamentul termic preliminar incorect, și totodată să fie aplicabile în condițiile de utilizare existente în uzinele „23 August" și la producția prevăzută de plan.

Avîndu-se în vedere compoziția chimică a oțelului W14 și considerentele legate de influența diferitelor elemente de aliere expuse mai sus, s-a căutat să se determine o temperatură cît mai scăzută și timpul minim de menținere la această temperatură, care să asigure îndepărtarea rețelelor de carburi.

Diferitele încercări efectuate în laborator pe serii de probe care prezentau rețele de carburi au dus la determinarea unei temperaturi optime avînd intervalul cuprins în limitele 840—860°C.

Probele care prezentau rețele de carburi de tipul celor din figura 1 după încălzire la temperatura de 840—860°C și răcirea în aer au indicat la studiul microscopic, o structură de tip bainitic care, atacată cu reactivi speciali, nu a mai evidențiat rețelele de carburi.

Bazat pe aceste rezultate s-a aplicat, la un lot de bare de oțel W14 de circa 4 t, care prezenta în structură rețele de carburi, următoarea schemă de tratament termic în condiții industriale (fig. 9): încălzirea într-un cuptor cu vatră mobilă la 700—750°C și menținerea pentru omogenizarea temperaturii în întreaga incărcătură; încălzirea la temperatura de 840—860°C cu menținerea de 1,5—2 h; răcirea în aer prin scoaterea vetrei mobile a cuptorului împreună cu încărcătura; menținerea în aer pînă la o temperatură de circa 500—600°C; introducerea vetrei cu încărcătura din nou în cuptor și aplicarea recoacerii complete.

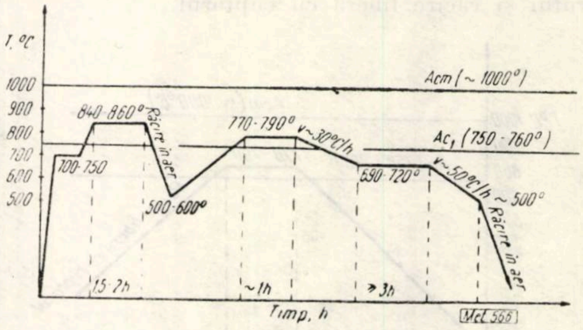


Fig. 9

Rezultatele metalografice au arătat că rețelele de carburi au fost îndepărtate, realizîndu-se o structură globulară de tipul celei indicate în figura 8.

Schema tehnologică arătată soluționează optim cele două deziderate: îndepărtarea rețelelor de carburi, aplicabilitate în condițiile industriale ale uzinelor „23 August".

Totodată, menționăm că, avîndu-se în vedere în special posibilitatea frecventă în procesul tehnologic de forjare, a abaterilor de la schema optimă indicată și deci a apariției de rețele de carburi, se recomandă ca, la toate loturile de oțel W14 să se aplice normalizarea urmată de recoacere completă, conform schemei arătate mai sus (fig. 9).

Benzile de carburi. Existența benzilor de carburi se datorește compoziției chimice a oțelului, segregațiilor la turnare și gradului de deformare plastică a barelor.

Oțelul W14 datorită compoziției chimice este predispus la apariția segregațiilor de carburi.

Alegerea unei scheme de forjare și a unui grad de deformare optim asigură însă o omogenizare și o distribuire uniformă a carburilor în întreg volumul metalului.

La forjarea barelor din W14, secțiunea lingourilor asigură un grad de deformare optim pentru dimensiunile rezultate. Pentru omogenizarea distribuției carburilor se prevede ca la forjare, între diferite treceri de secțiune, să se schimbe orientarea fețelor secțiunii.

Fisurarea barelor cu diametrul cuprins între 14 și 30 mm. În prima parte a articolului s-a arătat caracterul fisurilor care au dus la rebutarea 100% a barelor cu diametrul cuprins între 14 și 30 mm.

Tehnologia de forjare aplicată pentru barele cu diametrul de 14 mm era următoarea: forjarea lingourilor de 7″ la țagle de secțiune 60x60 mm:

polizarea ţaglelor; debitarea la cald la lungime a ţaglelor 60x60 mm şi forjarea printr-o singură încălzire la fiecare capăt, la dimensiunea de 30x30 mm; răcirea în nisip; debitarea la cald la lungime şi forjarea din două călduri pentru fiecare capăt, la secţiune octogonală cu latura de aproximativ 15 mm; răcirea în nisip; matriţarea dintr-o încălzire pentru fiecare capăt la diametrul de 14 mm; răcirea în nisip.

La şarja de probă, a cărei compoziţie chimică a fost arătată în tabela 2, s-au aplicat o serie de variante tehnologice cu scopul de a se urmări următoarele probleme: influenţa forţei ciocanului; influenţa lăţimii nicovalelor; schema optimă de deformare; gradul de deformare; procesele de încălzire şi răcire.

Concluziile desprinse dintr-o serie de încercări aplicate pentru fiecare problemă sînt următoarele:

Forjarea lingourilor de 7″ la ţagle cu secţiunea 60x60 mm, la ciocane de 1 000 kgf sau 750 kgf, nu are nici un fel de influenţă asupra calităţii barelor; ţaglele de 60x60 mm să se forjeze la secţiunea 30x30 mm, la un ciocan de 400 kgf care asigură posibilitatea de a obţine numai dintr-o singură încălzire secţiunea de 30x30 mm pe toată lungimea, fără a mai fi necesară o nouă încălzire pentru forjarea porţiunii ţinute în cleşte.

Forjarea ţaglelor 30x30 mm la secţiuni octogonale în vederea matriţării este favorabilă la un ciocan de 250 kgf. Matriţarea la dimensiune este făcută pe un ciocan de 200 kgf cu bătăi rapide.

Totuşi realizarea acestor deziderate nu a înlăturat defectele menţionate.

Studiul influenţei nicovalelor s-a făcut în scopul de a se observa dacă, la forjare, deformarea nu se face cu o lăţire prea mare, ceea ce ar genera la colţuri posibilitatea de crăpare a materialului.

În acest sens, s-au confecţionat nicovale drepte, înguste, cu lăţimea de 30 mm (faţă de 60 mm, cum se foloseau), pentru forjarea ţaglelor 30x30 mm la secţiunea octogonală, în vederea matriţării. Evitarea deformaţiei puternice prin lăţiri şi mărirea deformaţiei prin întindere nu au dus la rezultate satisfăcătoare în ceea ce priveşte înlăturarea fisurării barelor.

Forjarea ţaglelor 60x60 mm la secţiunea 30x30 mm şi în continuare la secţiuni octogonale se execută, de obicei, prin schema pătrat-pătrat şi pătrat-rotund. Deoarece la un moment dat s-a presupus că răcirea la colţuri a materialului în timpul forjării este puternică şi deformarea prin schema pătrat-pătrat şi pătrat-rotund, cu schimbarea orientării feţelor, poate să ducă la crăparea materialului pe colţuri, la modificarea orientării sau formei secţiunii, s-a executat forjarea numai pe schema rotund-rotund.

Rezultatele nu au confirmat ipoteza, în final barele prezentînd fisuri, şi, mai mult, în structură se constată o distribuţie neomogenă a carburilor.

Pentru a se constata dacă gradul de deformare are sau nu o influenţă în ceea ce priveşte fisurarea barelor (coroiajul de la lingoul de 7″ la diametrul de 14 mm fiind de 159) s-au forjat şi matriţat bare din lingouri de probă la care valoarea coroiajului realizat este de 23.

Şi în aceste cazuri, în final barele au prezentat acelaşi gen de fisuri.

Eliminarea influenţei factorilor analizaţi mai sus asupra cauzelor de apariţie a fisurilor a dus la prima concluzie, aceea că defectele care apar la barele subţiri sînt generate exclusiv în procesul de încălzire sau de răcire.

Analiza aspectului fisurilor, a distribuţiei lor la suprafaţă şi a adîncimii lor mici, nu presupunea, drept cauză, o supraîncălzire şi nici o forjare la temperaturi prea scăzute.

Analiza microscopică şi macroscopică a barelor matriţate cu fisuri a pus în evidenţă în multe cazuri o decarburare în jurul fisurilor, ceea ce presupunea existenţa lor în bare, înainte de matriţare; alteori, fisurile nu aveau zone de decarburare în jurul lor, ceea ce, evident, presupunea apariţia lor în cursul procesului de matriţare.

Analiza metalografică, aşa cum s-a arătat, indica la barele forjate o zonă de decarburare la suprafaţă, pe adîncimi de 0,4—0,5 mm pe rază, în care conţinutul în carbon era în jur de 0,65%.

Structura barelor matriţate şi răcite în nisip era formată din martensită în zona decarburată şi cea de trecere şi din martensită şi austenită reziduală în restul secţiunii barei. Fisurile străbat zona martensitică şi se opresc în zona cu structură de martensită + austenită reziduală.

Aspectele macro- şi microscopice, au dus la concluzia că fisurile sînt generate în cursul răcirii barelor în fazele de preforjare sau după matriţare şi sînt cauzate de tensiuni structurale.

În zonele superficiale, datorită decarburării, oţelul devine din hipereutectoid, hipoeutectoid; punctul de început de transformare martensitică nu mai este cel indicat în tabela 2, el fiind mult mai ridicat. Accelerarea transformării martensitice este influenţată şi de faptul că, în cursul matriţării în special, zona deformată mai puternic este tocmai cea hipoeutectoidă, temperatura de sfîrşit de forjare fiind deci sub punctul A_{c3}.

Dacă se ţine seamă şi de faptul că barele sînt subţiri, viteza lor de răcire fiind mare, este explicabil de ce, chiar prin răcirea în nisip, are loc în zonele superficiale transformarea totală a austenitei în martensită.

Transformările diferenţiate dintre stratul exterior şi zonele interioare duc la apariţia de tensiuni structurale care depăşesc, la temperatura respectivă, valoarea tensiunii tangenţiale critice a zonei din exterior, ceea ce explică apariţia fisurilor de la suprafaţă spre interior.

Din acest nou punct de vedere s-au încercat, pornind de la lingouri de 7″, 16 variante în care, pe lîngă diversele moduri de răcire a barelor în fiecare fază a procesului tehnologic, s-au introdus şi tratamente termice de recoacere intermediară de recristalizare de fază. Scopul acestor tratamente termice intermediare este îndepărtarea anizotropiei provocate de gradul de deformare realizat pornindu-se de la lingoul de 7″, la bare cu diametrele între 14 și 30 mm, și îndepărtarea tensiunilor rămase din forjare.

Observațiile rezultate din urmărirea celor 16 variante au dus la stabilirea unui proces optim de forjare a cărui schemă este următoarea :

— obținerea țaglelor 60x60 mm, conform celor arătate în prima parte a articolului ;

— recoacerea intermediară după schema din figura 7, cu mențiunea că se poate renunța la palierul de menținere izotermă în domeniul transformării perlitice ;

— polizarea 100% a țaglelor recoapte și controlul lor ;

— forjarea dintr-o singură încălzire, la 30×30 mm ;

— răcirea în aer pînă la circa 700°C și apoi în nisip ;

— recoacerea intermediară după aceeași schemă ca la 60x60 mm (fig. 11) ;

— de la terminarea forjării la secțiunea octogonală fără răcire intermediară, barele se introduc direct în cuptorul de încălzire pentru matrițarea în flux continuu ;

— polizarea și controlul 100% ;

— forjarea la secțiuni octogonale apropiate dimensiunii care trebuie matrițată dintr-una sau din mai multe încălziri, în funcție de dimensiunea urmărită, fără ca bara să se răcească ;

— matrițarea barelor ;

— răcirea în aer pînă la o culoare negru-roșcat a barelor matrițate și apoi introducerea lor într-un cuptor încălzit la temperatura de 700°C, unde se supun direct recoacerii sau se răcesc dirijat pînă la temperatura ambiantă.

— Prin aplicarea acestei scheme s-a reușit ca să se obțină barele cu diametrele cuprinse între 14 și 30 mm 100% corespunzătoare.

Cercetările efectuate au dus la concluzia că la oțelul W14, ca de altfel și la alte oțeluri aliate, regimul de tratament termic preliminar se stabilește ținînd seama de condițiile de forjare.

CZ 621.733:621.824:2

Defecte de forjare în axe mari

Ing. R. MUSCAN, ing. C. ANTONESCU

Axul la care ne referim a fost forjat la o presă de 1 200 t dintr-un lingou de 9 t, realizîndu-se un coroiaj de circa 4,5. Materialul din care a fost confecționat axul a fost 41 MoC11.

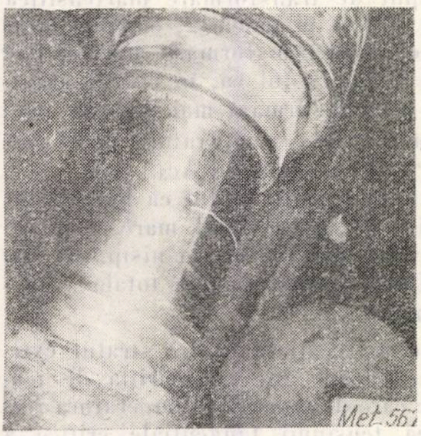


Fig. 1

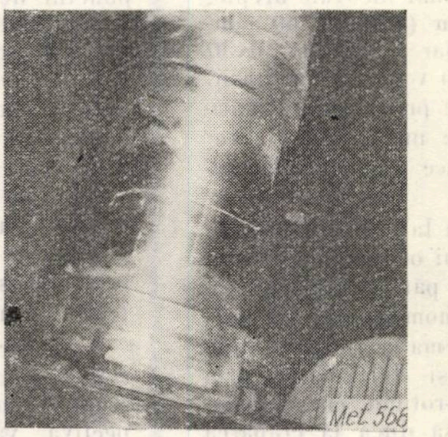


Fig. 2

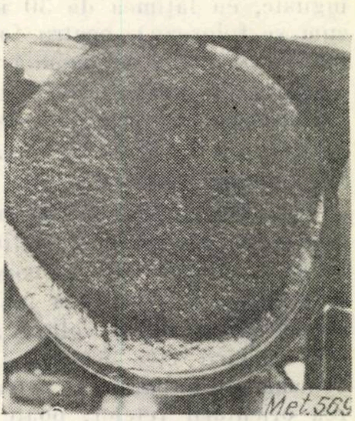


Fig. 3

După recoacerea de înmuiere în vederea prelucrării mecanice de eboș, axul a fost supus unui tratament termic de normalizare. După prelucrarea finală s-a constatat pe unul dintre fusuri o fisură care se întindea pe aproape o jumătate din circumferința fusului. Aspectul fusului fisurat este arătat în macrofotografiile din figurile 1 și 2. Studiul efectuat în vederea determinării cauzelor care au dus la avaria axului a început cu ruperea lui în zona unde prezenta fisura descrisă mai sus. Aspectul macroscopic al rupturii este redat în fig. 3.

Cu această ocazie s-a constatat că axul avea o fisură transversală care se întindea pe aproape 90% din secțiune, rămînînd nefisurat doar o zonă centrală cu lățimea maximă de aproximativ 30 mm.

Analiza chimică a materialului a dat următoarele rezultate (%) : C—0,41 ; Mn—0,80 ; Si—0,35; Cr—1,27 ; Mo—0,27 ; S—0,018 ; P—0,027.

În continuarea cercetărilor asupra defectului s-au detașat prin strunjire două șaibe *A* și *B* din partea stîngă și dreaptă a zonei de defect (fig. 4).

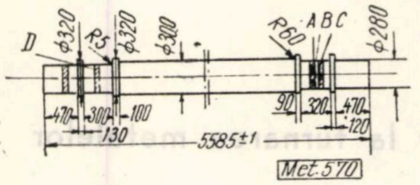


Fig. 4

Șaiba *A* (șaiba dinspre mijlocul axului) a fost călită și apoi spartă la presă. În spărtură a apărut un defect (fisură transversală) așa cum se vede și în figura 5.

În șaiba *B*, după călire și spargere la presă, nu s-au evidențiat defecte.

În vederea determinării caracteristicilor mecanice s-au decupat din ax două calupuri de 250 mm lungime. În timpul operației de decupare a unuia dintre cele două calupuri s-au constatat discontinuități în material.

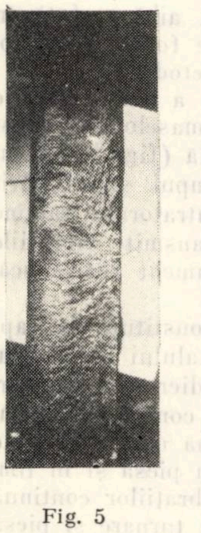


Fig. 5

Acest lucru ne-a determinat să prelevăm din calup șaiba *C* pe care se observa o fisură transversală. La deschiderea fisurii cu ajutorul unei dălți s-a descoperit un defect similar cu cel din ruptură, care se întindea pe circa 80% din secțiunea arborelui (fig. 6).

Rezultatele încercărilor mecanice sînt cele arătate în tabela 1.

În ruptura probelor 4 și 5 au fost evidențiate defecte macroscopice cu aspect de fulgi. Pornind de la această constatare și de la ideea că în ax mai pot exista defecte ca cele puse în evidență, s-a făcut controlul ultrasonic al axului. La controlul longitudinal nu au fost puse în evidență zone cu defecte (zonele marcate în schiță cu *D*).

Aceste zone au fost decupate și apoi examinate. În spărtură au fost evidențiați fulgi.

Analiza metalografică efectuată pe probe din zona cu defecte arătată în figura 6 nu a evidențiat defecte de material, ca : incluziuni nemetalice, strat decarburat etc. Structura metalografică este corespunzătoare tratamentului termic efectuat axului (fig. 7).

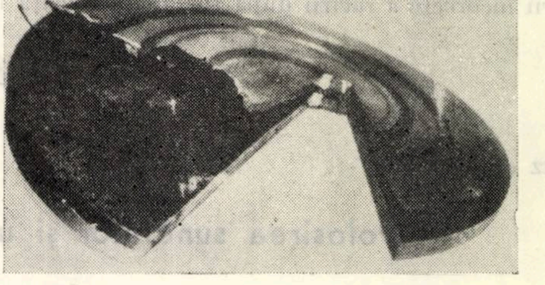


Fig. 6

În baza cercetărilor efectuate s-a tras concluzia că defectul principal (fisurile transversale) este un defect tipic de forjare, a cărui cauză poate fi :

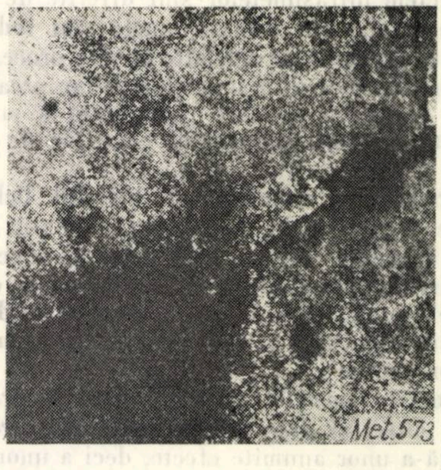


Fig. 7

— încălzirea neuniformă (straturile superioare încălzite suficient, iar interiorul încălzit insuficient) ;

— deformarea plastică superficială, ca urmare a folosirii unei prese cu putere scăzută față de mărimea lingoului.

Întrucît forjarea lingoului de 9 t s-a executat la o presă de 1 200 t, capabilă să prelucreze lingouri

Tabela 1

Denumirea probei	Caracteristici longitudinale					Caracteristici transversale				
	σ_c, kg/mm²	σ_r, kg/mm²	δ_5, %	ψ, %	K_L, kg/mm²	σ_c	σ_r	δ_5	ψ	K_L
Proba nr. 1	37	67	24	61	13—10	—	—	—	—	—
Proba nr. 2	34	70	25	52	7,6—7,5	—	—	—	—	—
Proba nr. 3	—	—	—	—	—	—	—	—	—	5,5—4,0
Proba nr. 4	—	—	—	—	—	—	40	1,0	—	—
Proba nr. 5	—	—	—	—	—	—	38	1,5	—	—

pînă la 11 t (conform indicațiilor din literatură), rezultă că în cazul de față cauza defectului a constat în încălzirea neuniformă.

Defectul de fulgi a apărut ca urmare a efectuării incorecte a răcirii după forjare. Prezența fulgilor în material este dovedită de altfel și de valorile încercărilor mecanice la probele transversale.

Aceste concluzii vor fi folosite la stabilirea tehnologiei optime de forjare a axelor forjate cu dimensiunile celui cercetat.

CZ 621.746:534.321.9

Folosirea sunetelor și ultrasunetelor la turnarea metalelor

Ing. Z. DRAGOŞ, ing. C. MOLDOVAN, ing. M. EPURE

De cea mai mare importanță în folosirea ultrasunetelor și sunetelor este stabilirea factorilor de bază ai procesului și ai sensului în care aceștia pot fi influențați, deoarece sînt și procese care nu pot fi influențate și procese care pot fi influențate în rău, pentru care orice încercare este inutilă sau chiar dăunătoare.

De asemenea este foarte important de subliniat că efectele ultrasunetelor sînt diferite de efectele sunetelor și, prin urmare, unele sînt indicate în anumite procese, iar celelalte în alte procese.

Prin folosirea ultrasunetelor la turnarea metalelor se obține o finisare pronunțată a structurii, datorită creșterii numărului centrilor de cristalizare.

Introducerea sunetelor în metalul lichid are, ca efecte principale, degazarea înaintată a metalului, frînarea creșterii cristalelor și concentrarea retasurii la partea superioară a maselotei, deoarece sunetele provoacă agitarea întregii mase de lichid, condiție esențială pentru desfășurarea în bine a acestor procese.

Folosirea energiei ultrasonore și sonore de diverse puteri și frecvențe permite obținerea după dorință a unor anumite efecte, deci a unor calități determinate ale metalului turnat, lucru ce prin metodele clasice nu este posibil decît în foarte mică măsură.

Folosirea energiei ultrasonore. Iradierea ultrasonoră a metalului lichid se poate face în două moduri :

— iradierea metalului turnat în piese și

— iradierea metalului lichid înainte de turnare.

Metodele principale de lucru în cazul iradierii metalului turnat în piese sînt :

— iradierea directă a piesei ;

— iradierea maselotelor piesei și

— iradierea rețelei de turnare.

Iradierea metalului turnat în piese. Cu metoda iradierii directe a piesei s-au făcut primele încercări asupra unor piese cu diametrul de 70 și lungimea de 200 mm din aliaj de Al, pentru pistoane cu frecvență de 22 000 Hz și putere de 800 W. Iradierea s-a făcut atît la bază cît și lateral, iar rezultatele au fost asemănătoare.

Aplicarea acestei metode este incomodă, deoarece fixarea concentratorului înainte de turnare și deslipirea de piesă după turnare se face foarte greu. În aceste condiții productivitatea metodei este foarte scăzută, deci posibilitățile de extindere, reduse.

In figura *1 a* (*V* — vibrator ; *P* — piesă; *O* — oală de turnare) este dată schema de lucru în condițiile vibrării directe a piesei.

O variantă a acestei metode a constituit-o iradierea pieselor pe o placă metalică de care a fost sudat concentratorul. Rezultatele au fost bune, dar, faptul că piesa trebuie să aibă o față în directă legătură cu placa, reduce foarte mult domeniul de aplicație al acestei metode.

Pentru simplificarea continuă a metodelor de lucru s-a încercat și iradierea maselotelor. Deși această metodă este foarte simplă (fig. 1, *b*), nu este aplicabilă deoarece, în timpul solidificării maselota golindu-se, capul concentratorului rămîne în golul format, nemaiputînd transmite vibrațiile sau transmițîndu-le cu un randament foarte scăzut, efectul ei este foarte redus.

Iradierea rețelei de turnare constituie de fapt o combinație între iradierea metalului lichid înainte de intrarea în piesă și iradierea piesei turnate. Avantajul acestei metode constă în faptul că tot lichidul trece printr-o zonă concentrată de iradiere, iar după intrarea lui în piesă și în timpul solidificării, transmiterea vibrațiilor continuă prin legăturile dintre rețeaua de turnare și piesă (fig. 1, *c*).

Folosirea practică a acestei metode este mai puțin limitată de configurația și parametrii pieselor, însă continuă să rămînă greoaie, și cu productivitate scăzută.

Trebuie remarcat faptul că în cazul cînd se urmărește influențarea unor transformări ce apar în perioada de solidificare, metoda vibrării pieselor este singura care poate fi folosită.

Iradierea metalului lichid înainte de turnare se poate face prin iradierea lichidului în oala de turnare și iradierea lui pe un jgheab vibrator.

Vibrarea directă în oala de turnare este greu de realizat, deoarece din cauza temperaturii ridicate legăturile electrice ale vibratorului pot fi deteriorate. In oalele mici, necăptușite, iradierea se poate face prin așezarea oalei pe concentrator, ceea ce simplifică mult condițiile de lucru, însă reduce randamentul transmiterii energiei ultrasunetelor (fig. 1, *d*).

Iradierea pe un jgheab vibrator, din care lichidul se scurge în piesă (fig. 1, *e*), este soluția cea mai eficace și cu posibilități largi de aplicare pe scară industrială.

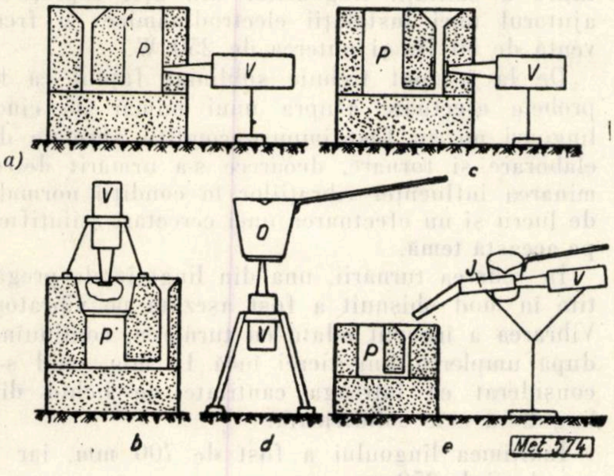


Fig. 1

Avantajul deosebit al acestei metode este posibilitatea concentrării energiei ultrasonore numai asupra jetului de lichid care trece spre piesă, precum și posibilitatea folosirii jgheabului la oricare din piesele care se toarnă fără a fi necesare condiții speciale.

Totuși, în stadiul actual această metodă este limitată numai la turnarea aliajelor de aluminiu, deoarece căptușirea cu materiale refractare a jgheabului nu este posibilă, ultrasunetele distrugînd această căptușeală. Un alt dezavantaj al acestei metode este și faptul că piesa nu poate fi influențată, și în timpul solidificării nu mai există nici o legătură între jgheab și piesă.

Folosirea în condiții practice a oricăreia dintre metode se poate face numai după determinarea efectelor ce apar pe baza unui număr suficient de probe.

Stabilirea celei mai bune metode s-a putut face numai după un mare număr de încercări, în decursul cărora s-au analizat toate problemele legate de condițiile aplicării industriale, și a căror sinteză a fost expusă mai înainte.

Deși fiecare dintre metode are efecte diferite în desfășurarea proceselor de solidificare, în procesul de finisare a structurii rezultatele sînt oarecum apropiate, ceea ce se poate constata din macrografiile ce urmează (fig. 2, atac NaOH 10%).

Figura 2, *a* reprezintă macrostructura brut turnată a aliajului de aluminiu pentru pistoane (ATCu4Mg2Ni2) turnat, fără iradiere, în forme de nisip uscate. Se observă cristalele în formă de dendrite mari (x10).

Figura 2, *b* reprezintă macrostructura aceluiași aliaj turnat în aceleași condiții, însă aplicîndu-se metoda de vibrare directă a piesei (x10).

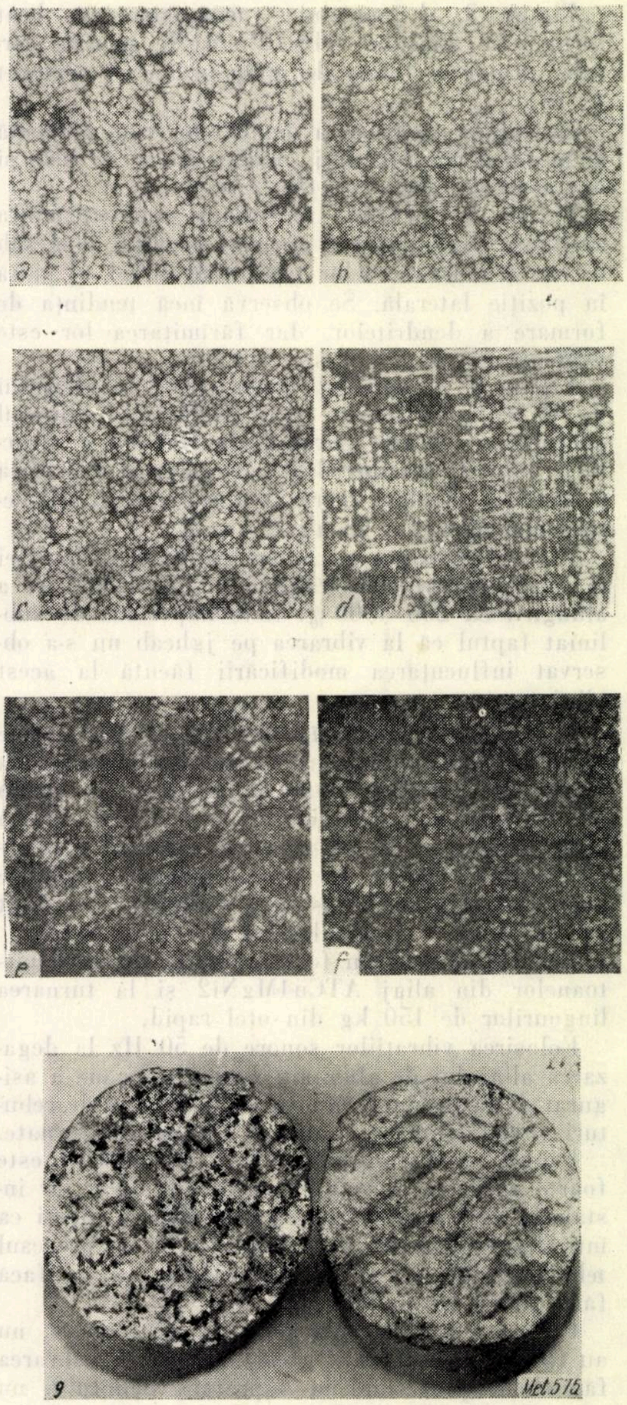


Fig. 2

Figura 2, *c* reprezintă macrostructura aceluiași aliaj de aluminiu în condițiile vibrării cu ajutorul unui jgheab vibrator (x 10).

Datorită concentrării puternice asupra vînei de lichid și a unui randament de transmitere a energiei ultrasonore, mult mai bun, mărunțirea centrilor de cristalizare a fost mai intensă, iar structura obținută mult mai fină.

Pentru aplicarea ultrasunetelor la turnarea carterelor pentru motoarele Diesel s-au făcut încercări și cu silumin.

Figura 2, *d* reprezintă macrostructura brut turnată a aliajului ATSi12CuMgNi pentru cartere, turnat în forme de nisip uscate și nevibrat (x 15).

Dezvoltarea intensă a dendritelor este evidentă și în cazul acestui aliaj. Același lucru se vede și din aspectul spărturii (fig. 2, *e*, x 3).

Figura 2, *f* (x 15) reprezintă macrostructura aceluiași aliaj turnat în aceleași condiții, însă sub influența ultrasunetelor transmise direct în piesă în poziție laterală. Se observă încă tendința de formare a dendritelor, dar fărîmițarea lor este evidentă.

Figura 2, *g* reprezintă macrostructura aliajului de Al pentru cartere în cazul iradierii cu ajutorul jgheabului vibrator. Gradul de finisare a structurii în acest caz dovedește eficacitatea deosebită a metodei. Același lucru îl arată și macrostructura aliajului (fig. 2, *h*).

Probele mecanice au arătat creșterea rezistenței în cazul epruvetelor iradiate cu 20—30% și a alungirii cu 200—300%. Este important de subliniat faptul că la vibrarea pe jgheab nu s-a observat influențarea modificării făcută la acest aliaj.

Folosirea sunetelor în turnătorie. Instalațiile electrodinamice vibratoare cu frecvența industrială de 50 Hz sînt foarte robuste, nu necesită niciun fel de întreținere și se pot construi pentru o gamă largă de puteri. Aceste avantaje, precum și îmbunătățirile deosebite pe care sunetele le produc asupra unor procese, asigură extinderea lor mult mai ușor decît a instalațiilor de ultrasunete.

Primele aplicări au fost făcute la turnarea pistoanelor din aliaj ATCu4MgNi2 și la turnarea lingourilor de 150 kg din oțel rapid.

Folosirea vibrațiilor sonore de 50 Hz la degazarea aliajului de aluminiu pentru pistoane a asigurat de la început reducerea procentului de rebuturi și îmbunătățirea calității pistoanelor turnate.

Faptul că degazarea produsă de vibrații este foarte eficientă și vizibilă cu ochiul liber, iar instalația este simplă atît ca funcționare, cît și ca întreținere a făcut ca introducerea ei în procesul tehnologic de turnare a pistoanelor să se facă fără niciun fel de rezervă.

Pentru a nu îngreuia procesul de turnare, nu au fost impuse condiții speciale de lucru, vibrarea făcîndu-se pînă cînd la suprafața lichidului nu au mai apărut bule de gaz. Degazarea s-a făcut în oala de 10 kg pe un vibrator cu puterea de 100 W.

Operația de degazare nu lungește procesul de turnare, deoarece ea se face în același timp cu curățarea oxizilor formați la suprafața lichidului, numai că oala, în loc să se așeze pe un suport oarecare, se așază pe vibrator.

Instalația a intrat în producția curentă, turnîndu-se anual cu ajutorul ei un număr de 2 500 pistoane, procentul de rebut reducîndu-se cu 47%.

Încercările făcute pentru determinarea degazării au arătat scăderea procentului de gaze în aliaj de la 11,5 la 2,5%. Rezistența la tracțiune a crescut în medie cu 12% (pe epruvetă netratată). Densitatea metalului a crescut de la 2,75 la 2,9 kg/dm^2, iar duritatea a crescut în medie cu 12%.

S-au făcut, de asemenea, încercări de îmbunătățire a calității lingourilor din oțel rapid, cu ajutorul unei instalații electrodinamice cu frecvență de 50 Hz și puterea de 250 W.

De la început trebuie subliniat faptul că la probele efectuate asupra unui număr de cinci lingouri nu au fost impuse condiții speciale de elaborare și turnare, deoarece s-a urmărit determinarea influenței vibrațiilor în condiții normale de lucru și nu efectuarea unei cercetări științifice pe această temă.

În vederea turnării, una din lingotierele pregătite în mod obișnuit a fost așezată pe vibrator. Vibrarea a început odată cu turnarea, continuînd după umplerea lingotierei încă 15 min, cînd s-a considerat că întreaga cantitate de lichid din lingotieră este solidificată.

Înălțimea lingoului a fost de 700 mm, iar a maselotei de 250 mm.

Verificarea influenței vibrațiilor asupra lingourilor turnate din oțel rapid RW180 s-a făcut numai asupra aspectului retasurii.

În figura 3, *a* se reproduce radiografia* maselotei unui lingou nevibrat la care se observă dezvoltarea mare a zonei de retasură.

Figura 3, *b* reproduce radiografia maselotei unui lingou vibrat, la care se constată ridicarea retasurii față de baza maselotei, ceea ce permite reducerea maselotei cu 20—25%.

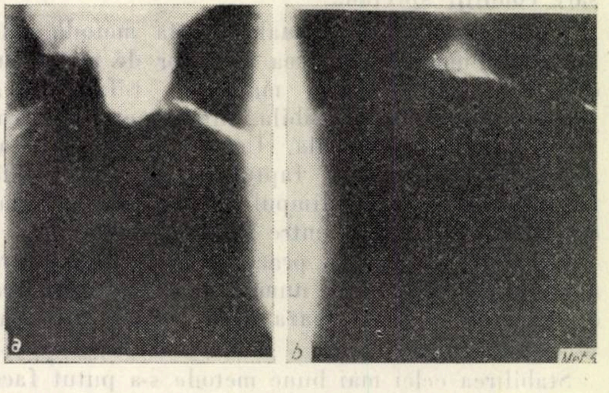


Fig. 3

Procedeul a fost aplicat și la lingouri mai mari (6 t) pentru arbori cotiți.

Pentru aplicarea practică a acestei metode s-a proiectat și realizat o instalație sonică electrodinamică, cu puterea de 5 kW și frecvența de 50 Hz.

Realizarea instalației necesare la un nivel corespunzător impunea rezolvarea mai multor probleme ridicate de condițiile practice deosebit de grele în care trebuie să lucreze instalația. Construcția metalică trebuie să susțină o greutate de 10—15 t şi să protejeze vibratorul împotriva încălzirii de la lingou.

---

* Radiografierea lingourilor a fost efectuată la Institutul de fizică atomică.

Vibratorul trebuie să lucreze neîntrerupt timp de 3 h şi să asigure un randament de transmitere a energiei cît mai mare.

Elementele de rezistenţă ale construcţiei metalice sînt cei patru stîlpi care susţin ansamblul lingotieră-lingou. Aceştia sînt fixaţi într-o carcasă din tablă groasă care are şi rolul de a proteja vibratorul împotriva loviturilor şi a stropilor de metal (fig. 4: *1* — fundaţia; *2* — construcţia metalică de susţinere; *3* — dispozitivul vibrator electrodinamic; *4* — fundul lingotierei; *5* — lingotiera; *6* — maselotiera).

Pentru izolarea termică s-a adoptat un sistem de trei straturi izolatoare: aer, azbest, tablă.

În proiectarea vibratorului au fost aleşi coeficienţii de siguranţă corespunzători şi au fost adoptate soluţiile cele mai simple şi robuste. Execuţia bobinelor vibratorului şi a întregii instalaţii electrice s-a făcut la un nivel calitativ deosebit, ceea ce asigură funcţionarea instalaţiei în cele mai bune condiţii.

Problema transmiterii energiei sonice cu un randament cît mai bun a fost rezolvată prin excitarea, printr-o placă subţire, a bazei lingotierei, care a devenit astfel generator de sunete, pe care le-a transmis direct masei de metal lichid.

Rezultatele bune obţinute pînă acum prin introducerea ultrasunetelor şi sunetelor în procesele din turnătorie, care joacă un rol determinant în ridicarea calităţii produselor, impun continuarea încercărilor în vederea stabilirii celor mai bune condiţii de lucru, cît şi în vederea extinderii acestor metode şi la alte procese ce pot fi influenţate.

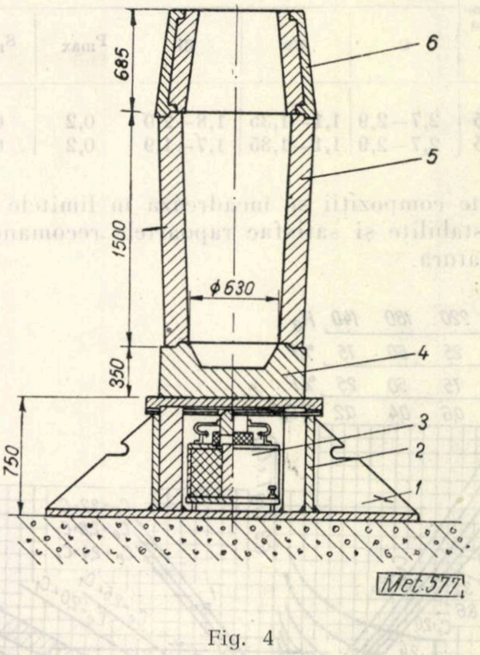


Fig. 4

CZ 669.13.018.25:669.111.223

Elaborarea fontelor nealiate de mare rezistenţă cu grafit lamelar

Ing. D. PRETORIAN, ing. I. MARCUS, ing. Z. DRAGOŞ, ing. M. SOFRONIE

Pentru obţinerea fontelor de mare rezistenţă cu grafit lamelar se recomandă următoarea compoziţie:

C 2,8—3,0%; Si 1,7—2%; Mn 1,1—1,35%; P $\leqslant$ $\leqslant$0,2; S 0,1%, care satisface condiţiile C+ Si = =4,5—5% şi $\frac{C + SI}{C + Mn} \cong 1,15.$

Structura perlitică şi grafitul fin şi uniform se obţin prin procedeul de modificare care impune topirea fontei cu numai 1,0—1,3% Si (fig. 1) şi adăugarea în oală a FeSi pentru obţinrea Si final.

Obţinerea acestui procent şi respectarea rapoartelor dintre elementele din fontă nu se puteau garanta prin folosirea fontelor de turnătorie din depozit — acestea avînd peste 1,5% siliciu. Din acest motiv s-a folosit fontă de afinare marca FAK01 şi FAK11, avînd în medie următoarea compoziţie chimică: C = 4,11%, Si = 1,36%, Mn = 1,15%, P = 0,19% şi S = 0,04%.

Stabilirea precisă a compoziţiei finale a pieselor care s-au turnat din fontă experimental în forme de nisip s-a făcut în baza diagramei A.F.Landa (fig. 2; 1 — fonte albe cementito-perlitice; 2 — fonte cementito-perlito-grafitice; 3 — fonte perlitice; 4 — fonte ferito-perlitice, care stabileşte relaţiile practice dintre rezistenţă, grosimea pereţilor piesei, conţinutul de carbon şi de siliciu.

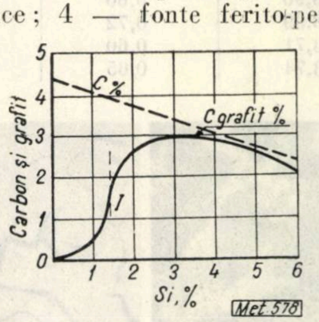


Fig. 1

Pe această bază s-au stabilit compozițiile chimice precise prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Grosimea medie a pereților piesei turnate, mm	Compoziția chimică, %				
	C	Mn	Si	P_{max}	S_{max}
30—35	2,7—2,9	1,1—1,35	1,8—2,0	0,2	0,1
40—45	2,7—2,9	1,1—1,35	1,7—1,9	0,2	0,1

Aceste compoziții se încadrează în limitele teoretice stabilite și satisfac rapoartele recomandate în literatură.

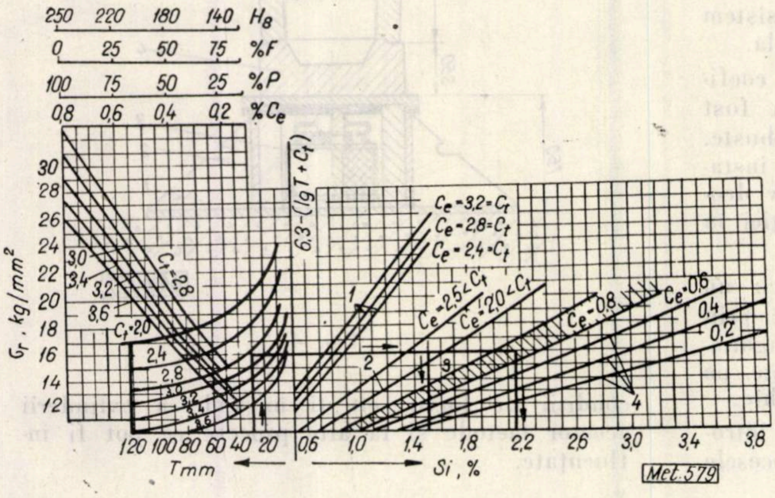


Fig. 2

Topirea s-a făcut în cuptorul rotativ care a asigurat temperatura necesară și în care compoziția fontei nu se modifică mult.

Pentru obținerea cantității de 2 500 kg fontă s-au încărcat inițial 1 800 kg fontă de afinare și aproximativ 70 kg calcar. După topire s-a obținut compoziția chimică indicată în tabela 2.

Tabela 2

Șarja	Compoziția chimică, %		
	C	Mn	Si
1	4,15	0,65	1,15
2	3,90	0,60	1,50
3	3,99	0,72	1,16
4	3,71	0,60	0,95
5	3,74	0,65	0,96

Diferența dintre compoziția fontei de primă fuziune și compozițiile obținute la topire se datorește neomogenității loturilor de fontă.

După determinarea precisă a compoziției fontei topite s-a calculat necesarul de fier vechi, ferosiliciu, feromangan, pentru aducerea fontei la compoziția necesară în final, avînd însă în vedere că ridicarea siliciului de la 1,3 la 2% se va face ulterior prin modificare.

Corectarea compoziției s-a făcut pornindu-se de la compozițiile indicate în tabela 2 cu deșeuri de tablă și profile laminate de calitate OL38 în cantități aproximativ de 700 kg, cu ferosiliciu 75% în cantități aproximativ de 25 kg și cu feromangan 70% în cantități aproximativ de 33 kg. Variația acestor cantități s-a făcut între următoarele limite procentuale: fontă de afinare 65—75%; fier vechi deșeuri 35—25%; ferosiliciu 1—2%; feromangan 0,9—1,2%; calcar 2—4%. După topirea materialelor încărcate pentru corecție s-a continuat încălzirea pînă la aproximativ 1 400°C.

Compozițiile obținute sînt indicate în tabela 3, iar structura acestor fonte albe luate din probe la 35 mm este prezentată în figura 3, *a* (x 200, atac nital).

Pe baza compozițiilor din tabela 2 au fost pregătite cantitățile necesare de ferosiliciu 75% pentru modificare, care au fost introduse în oala de turnare după începerea umplerii ei.

Au fost luate apoi probe pană pentru aprecierea efectului de modificare și pentru a se stabili dacă fonta corespunde scopului pentru care a fost elaborată. Turnarea s-a făcut în intervalul de 15 min de la modificare.

Tabela 3

Șarja	Compoziția chimică, %				
	C	Mn	Si	P	S
1	3,08	1,22	1,08	0,11	0,028
2	3,01	1,30	0,85	0,11	0,028
3	2,97	1,17	1,15	0,09	0,035
4	2,70	1,31	1,12	0,11	0,033
5	2,74	1,37	1,19	0,12	0,039

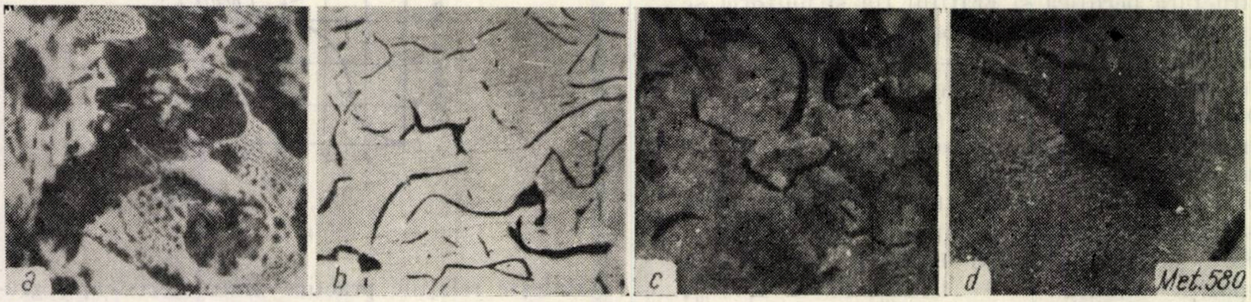


Fig. 3

Tabela 4

Şarja	Felul probei	Grosimea medie a peretelui piesei, mm	Compoziția chimică, % C	Mn	Si	P	S	C + Si, %	$\frac{C + Mn}{C + Si}$	Duritatea Brinell	σ_r kgf/mm²	σ_{ri}, kgf/mm²	Săgeata la 600 mm
1	Epruveta 1	30—45	3,00	1,10	1,82	0,11	0,030	4,82	1,17	266	35	55	11
	Apendice 1		3,04	0,98	1,82	0,09	0,028	4,86	1,20	275	35	—	—
	Epruveta 2	40—45	3,03	1,13	2,03	0,09	0,029	5,06	1,21	240	36	55	12
	Apendice 2		3,08	1,10	2,00	0,11	0,029	5,08	1,21	—	—	—	—
2	Epruveta 1	40—45	3,08	1,19	1,72	0,12	0,026	4,80	1,12	271	34	60	12
	Apendice 1		3,08	1,10	1,68	0,11	0,026	4,76	1,13	—	34	—	—
	Epruveta 2		2,95	0,86	1,61	0,11	0,028	4,56	1,19	274	36	60	12
	Apendice 2		3,00	1,03	1,61	0,11	0,025	4,61	1,14	266	—	—	—
3	Epruveta 1	30—35	2,75	1,0	1,78	0,09	0,032	4,51	1,20	268	35	62	11
	Apendice 1		2,80	0,98	1,79	0,09	0,026	4,59	1,21	—	—	—	—
	Epruveta 2	40—45	2,80	1,0	2,10	0,08	0,030	4,9	1,29	248	38	55	10
	Apendice 2		2,80	1,0	2,18	0,08	0,035	4,98	1,30	—	—	—	—
	Epruveta 3		2,73	1,0	1,77	0,12	0,028	4,50	1,21	266	34	62	11
	Apendice 3		2,79	0,99	1,75	0,10	0,026	4,54	1,119	—	—	—	—
4	Epruveta 4	30—35	2,74	1,16	2,32	0,09	0,033	5,06	1,63	227	40	55	9
5	Epruveta 1	40—45	2,87	1,20	2,10	0,08	0,038	4,97	1,21	235	36	55	10
	Epruveta 2		2,87	1,21	1,88	0,09	0,039	4,75	1,16	232	40	55	10
	Epruveta 3		2,82	1,23	1,42	0,13	0,032	4,24	1,05	225	34	55	10

În tabela 4 se dau compozițiile chimice și valorile proprietăților mecanice ale fontelor modificate. Rezistența la tracțiune a variat între 34 și 40 kgf/mm², iar duritatea, între 225—275 HB. Aproape în toate cazurile structura masei metalice de bază a fost perlitică, cu lamele scurte și uniform repartizate (fig. 3, *b*, *c*, *d* : șarja ; apendice 2 ; *b* — neatacat ; *c* — atac nital, x100 ; *d* — atac nital, x400).

Concluzii. Rezultatele practice bune, precum și constanța acestora dovedesc în primul rînd că este posibilă obținerea curentă a fontei de mare rezistență cu grafit lamelar nealiată și în al doilea rînd că baza teoretică și indicațiile din literatură după care au fost conduse probele sînt întrutotul juste.

Prin încercările făcute s-au pus bazele tehnologiei corecte de elaborare a acestor fonte, iar prin înlocuirea fontelor aliate cu fonte nealiate de mare rezistență se vor realiza însemnate economii de elemente de aliere deficitare.

CZ 621.741.4:621.746.464

Experimentarea maselotelor sferice la turnarea pieselor din oțel

Ing. C. POPA, ing. I. ŞERBĂNESCU, ing. GH. SÎRB

Forma ideală a unei maselote este cea sferică, deoarece la un volum dat are cea mai mică suprafață. Deci, consumul de oțel lichid pentru piesele turnate cu maselote sferice este mai mic decît pentru piesele turnate cu alte tipuri de maselote. De asemenea, la diferite tipuri de piese turnate cu maselote obișnuite s-a constatat deseori retasură secundară la îmbinarea piesei cu maselota. Explicația acestui lucru constă în faptul că între piesă și maselotă, fiind o trecere largă, se creează un punct cald, care constituie originea retasurii.

Evitarea ratasurilor de la baza maselotelor se poate realiza pe două căi : deplasarea punctului cald în maselotă prin mărirea înălțimii acesteia, ceea ce duce la mărirea consumului de oțel și la strangularea la maximum posibil a legăturii dintre piesă și maselotă, lucru realizabil mai ales la maselotele sferice.

Principalele dimensiuni ale maselotei sînt : diametrul gîtului de legătură, d_g, lungimea gîtului de legătură, l_g, diametrul maselotei, D_m. Relațiile dintre aceste dimensiuni au o foarte mare importanță asupra modului de lucru al maselotelor.

R. Namur [1] a demonstrat că raportul care trebuie să existe între gîtul de legătură și diametrul maselotei de formă cilindrică pentru piesele turnate din oțel este:

$$dg \geqslant 0{,}4\,D_m.$$

De asemenea trebuie respectată relația optimă dintre diametrul nodului termic și diametrul gîtului maselotei.

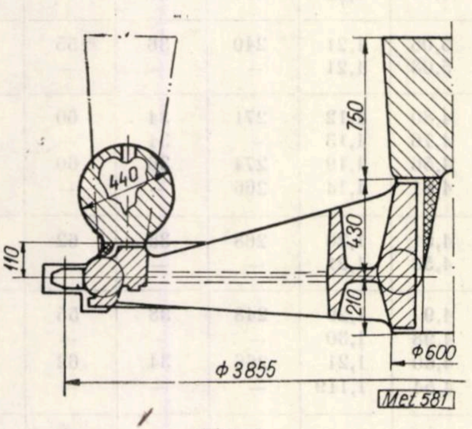


Fig. 1

Plecînd de la aceste relații sau experimentat maselotele sferice la care diametrul gîtului de legătură a fost cuprins între 0,45 și 0,62 D_m.

Încercările au fost făcute la turnarea roții de macara ($d_g = 0{,}48\ D_m$), a inelului de rulare, a roții de antrenare pentru banda de turnare a fontei ($d_g = 0{,}54\ D_m$), piesa avînd 12 maselote sferice pe obadă (fig. 1).

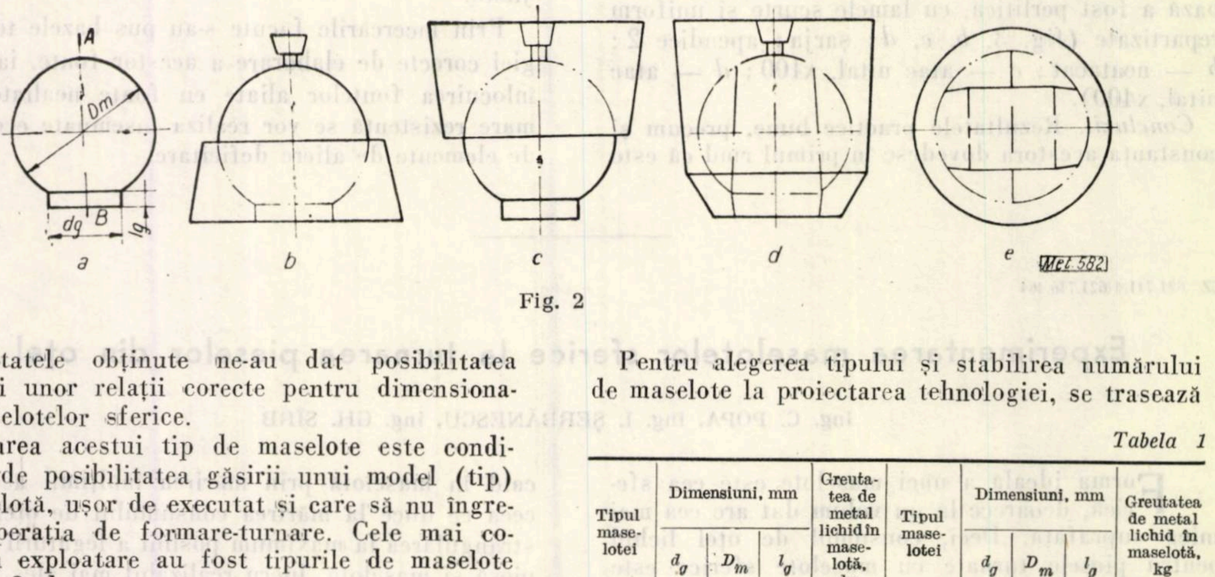


Fig. 2

Rezultatele obținute ne-au dat posibilitatea stabilirii unor relații corecte pentru dimensionarea maselotelor sferice.

Aplicarea acestui tip de maselote este condiționată de posibilitatea găsirii unui model (tip) de maselotă, ușor de executat și care să nu îngreuieze operația de formare-turnare. Cele mai comode în exploatare au fost tipurile de maselote din fig. 2, *b* — *e*.

Maselotele cu miez la bază (fig. 2, *b*) se recomandă pentru ramele-capac înalte, pentru care posibilitatea de scoatere a maselotei și a introducerii miezului prin partea superioară a formei lipsește.

Pentru roți și alte piese de această formă, la care planul de separație coboară sau urcă față de planul de bază al maselotelor, miezul de la baza maselotei se complică și este mai indicată turnarea pieselor cu maselotă cu miez-capac (fig. 2, *c*). În cazul pieselor de serie mică, cu un număr mare de maselote, se pot folosi bucșe din amestec de miez sau bucșe termoizolante, executate în cutii de miez, maselota sferică fiind executată cu părți libere (fig. 2, *d* și *e*). La turnarea pieselor numai în miezuri, maselotele se execută la jumătate (fig. 2, *a*, sect. *A*—*B*) obținîndu-se prin montarea miezurilor în formă o maselotă în două miezuri. Acest mod de lucru fiind cel mai avantajos este indicat în toate cazurile cînd există posibilitatea aceasta.

Pentru asigurarea aerisirii maselotelor în timpul umplerii, la fiecare maselotă se prevăd răsuflători. De asemenea, pentru o bună aerisire a formei în timpul turnării este indicat ca între maselote să se prevadă răsuflători.

Cu scopul de a ușura munca de proiectare a tehnologiei de turnare cu maselote sferice a pieselor din oțel, în tabela 1 sînt date elementele de bază ale maselotelor. Pentru nodurile termice mai mici de 80 mm (piese cu pereți subțiri și uniformi) s-au experimentat maselotele cilindrice orizontale deschise, care au dat rezultate bune.

Pentru nodurile termice mai mari de 250—300 mm rămîne de văzut dacă este mai economic să se utilizeze maselote sferice sau tronconice.

Pentru îmbunătățirea funcționării maselotei se folosesc miezuri de presiune. Acestea trebuie să aibă o bună rezistență mecanică și este recomandabil să fie executate din amestec de miez cu lianți organici.

Pentru alegerea tipului și stabilirea numărului de maselote la proiectarea tehnologiei, se trasează

Tabela 1

Tipul maselotei	Dimensiuni, mm			Greutatea de metal lichid în maselotă, kg	Tipul maselotei	Dimensiuni, mm			Greutatea de metal lichid în maselotă, kg
	d_g	D_m	l_g			d_g	D_m	l_g	
M1	80	160	10	16	M11	160	320	30	122
M2	85	170	10	18	M12	170	340	30	147
M3	90	180	15	22	M13	180	360	30	175
M4	95	190	15	26	M14	190	380	30	206
M5	100	200	20	30	M15	200	400	30	240
M6	110	220	20	40	M16	210	420	35	276
M7	120	240	25	52	M17	220	440	35	320
M8	130	260	25	66	M18	230	460	35	365
M9	140	280	25	83	M19	240	480	35	415
M10	150	300	30	100	M20	250	500	35	470

nodurile termice și se calculează diametrul gîtului maselotei cu relația $d_g = (1{,}1 \div 1{,}2)\ d_p$, unde D_p este diametrul nodului termic.

Din tabela 1 se alege tipul de maselotă. Numărul de maselote se determină astfel: — pentru piesele a căror configurație determină numărul nodurilor termice care trebuie alimentate, numărul maselotelor este egal cu numărul nodurilor termice. Pentru piesele cu secțiune uniformă de tipul bandajelor, inelelor, flanșelor etc., numărul de maselote se determină în funcție de zona de acțiune a unei maselote. Aceasta trebuie determinată în mod experimental, datele din literatură fiind diferite de la autor la autor. Rezultate bune s-au obținut folosind diagrama lui F. Dubielzig [2] din figura 3, care determină diametrul maselotei în funcție de greutatea porțiunii din piesă care trebuie să alimenteze (G) cu relația: $D_m = (0{,}37 \div 0{,}49)\ \sqrt[3]{G}$, în decimetri. De aici s-a determinat G, deoarece D_m este cunoscut în funcție de nodul termic cu relația: $G = K\,D_m^3$; unde $K = 8{,}54 \sim 20$. Acest coeficient se ia cu atît mai mare, cu cît este mai mare raportul dintre lungimea și grosimea piesei.

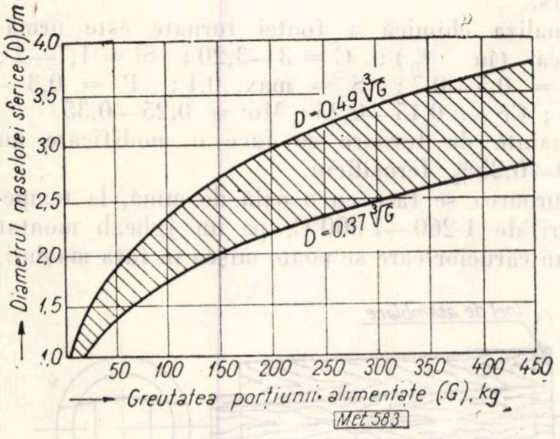


Fig. 3

Cunoscînd greutatea piesei (G_p) se determină numărul de maselote necesare cu relația

$$N_m = \frac{G_p}{G}.$$

Exemplu: un inel de reluare are greutatea 1 800 kg.

Din tabela 1 se găsește că $D_m = 280$ mm.

$G = K\,D_m^3$ s-a luat $K = 10$, deci $G = 10 \times 2{,}8^3 = 219{,}5$ kg. $N_m \frac{1\,800}{219{,}5} = 8{,}1$ maselote sau 8 maselote.

Aplicarea maselotelor sferice duce la realizarea unor importante economii.

Pentru a arăta econmia de oțel care se realizează în cazul aplicării maselotelor sferice se va folosi indicele de utilizare a oțelului pentru piese

$$i = \frac{\text{tone oțel turnat în formă}}{\text{tone piesă brut turnată}}.$$

La o piesă de tipul roților de macara, tehnologia prevedea turnarea cu șase maselote deschise pe obadă și o maselotă deschisă pe butuc. Piesa brută cîntărește 625 kg, iar cele șapte maselote cîntăresc 760 kg, deci $i = \frac{625 + 760}{625} = 2{,}22$.

Folosind șase maselote sferice pe obadă și cea veche pe butuc, care au cîntărit împreună 425 kg, indicele a scăzut la $i = \frac{625 + 425}{625} = 1{,}68$.

La un inel de rulare tehnologia prevedea opt maselote obișnuite deschise. Greutatea inelului brut este de 1 800 kg, iar cea a maselotelor de 1 600 kg, deci $i = \frac{1\,800 + 1\,600}{1\,800} = 1{,}89$.

Turnat cu opt maselote sferice cu o greutate totală de 780 kg indicele scade la

$$i = \frac{1\,800 + 780}{1\,800} = 1{,}4.$$

La o roată de antrenare (fig. 2) tehnologia prevedea turnarea cu cîte o maselotă deschisă în dreptul fiecărui dinte, deci 12 maselote și o maselotă pe butuc. Configurația piesei a impus, în cazul turnării cu maselote deschise, înălțarea maselotei de pe obadă pînă la nivelul maselotei de pe butuc. Greutatea brută a piesei este de 9 500 kg, iar a maselotelor de 16 350 kg, deci

$$i = \frac{9\,500 + 16\,350}{9\,600} = 2{,}72.$$

Turnată cu 12 maselote sferice pe obadă și una deschisă pe butuc cu greutatea totală de 6 620 kg, s-a obținut un indice

$$i = \frac{9\,500 + 6\,620}{9\,500} = 1{,}7.$$

Indicele de utilizare relativ mare se datorește numărului mare de noduri termice determinate de configurația piesei, impunînd un număr mare de maselote pentru alimentarea piesei.

În concluzie, utilizarea maselotelor sferice la turnarea pieselor care prezintă noduri termice la diferite niveluri ale piesei duce la o scădere a consumului de oțel. De asemenea, la turnarea pieselor care necesită maselote numai pe un singur nivel, indicele de utilizare a oțelului scade simțitor.

Suprafața mică de așezare a maselotelor pe piesă reduce consumul de oxigen, cum și manopera pentru tăierea maselotelor.

---

[1] *Jeancolas, M.* Date generale asupra aplicării de maselote la piesele turnate în nisip. În: Industria metalurgică, caiet selectiv IDT, nr. 10, 1962, p. 576—591, din Fonderie, nr. 181, febr. 1961. [2] *Dubielzig, F.* Maselotele sferice măresc indicele de utilizare. În Giessereitehnik, nr. 3, 1962.

CZ 621.436.222.2:621.746.57

Turnarea bucșelor de cilindru pentru motoare Diesel

Ing. M. DRĂGULIN

La uzinele „23 August“ se toarnă centrifugal bucșe de cilindru care au dimensiunile din figura 1.

Turnarea se face cu ajutorul unei mașini al cărei cap de centrifugare (fig. 2) constă într-un platou rotativ *1* asamblat prin buloane în manșonul *2* în care se introduce forma metalică *3* căptușită cu un strat de amestec de formare *4*. La capetele piesei turnate *5* sînt prevăzute două capace *6* și *7* în care sînt practicate canale circulare care se umplu cu amestec de formare obișnuit, astfel ca piesa turnată să nu ia contact cu capacele metalice. Strîngerea ansamblului înainte de punerea în funcțiune se face cu ajutorul unor cepuri *8* care se fixează cu lovituri de ciocan.

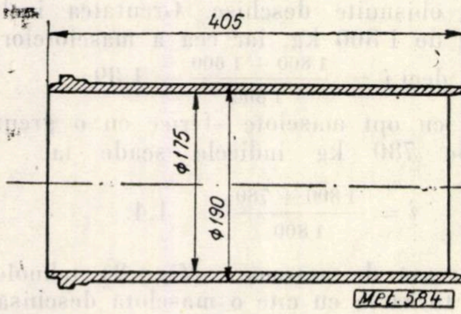


Fig. 1

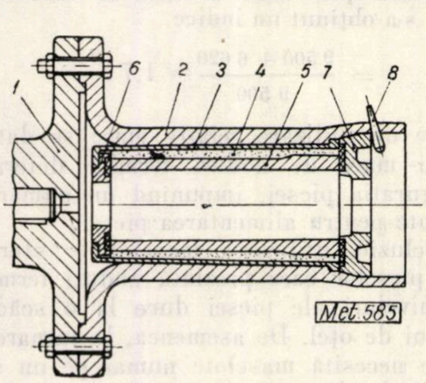


Fig. 2

Amestecul de formare cu care se căptușește forma metalică are următoarea componență: 75% șpan de fontă mărunt; 17% argilă; 8% nisip Aghireș. În timpul amestecării se adaugă 3—4% apă.

Acest amestec are, după uscare, o rezistență la compresiune de 6—7 kgf/cm² și o permeabilitate egală cu 250—300 unități. Îndesarea amestecului se face prin batere manuală, folosind un model fără conicitate la exterior, executat din 5 bucăți asamblate cu un inel metalic (fig. 3).

Grosimea stratului de amestec este de 12—15 mm. După îndesare, formele se introduc în uscător, unde sînt menținute 20—30 min la temperaturi de 220—240°C. La scoaterea lor din cuptor se aplică un strat de vopsea pe bază de grafit.

Cînd se introduce în manșonul mașinii de turnat, forma are temperatura între 40 și 60°C. În timpul turnării, ea este rotită cu 750—800 rot/min, corespunzător unei viteze periferice de circa 8 m/s.

Analiza chimică a fontei turnate este următoarea (în %): C = 3—3,20; Si = 1,7—2; Mn = 0,5—0,7; S = max. 0,1; P = 0,3—0,45; Cr = 0,15—0,25; Mo = 0,25—0,35.

Înainte de turnare se face o modificare cu 0,20—0,25% ferosiliciu.

Turnarea se face cu o oală de mînă, la temperaturi de 1 260—1 300°C, pe un jgheab montat pe un cărucior care se poate mișca în fața mașinii, și durează 22—26 s. Capacitatea oalei corespunde cu greutatea bucșei brut turnate. În acest scop, căptușirea ei se face folosind un șablon corespunzător volumului pe care-l ocupă cantitatea de fontă necesară unei bucșe. Adaosurile de prelucrare sînt: 4 mm la exterior și 13—15 mm la interior.

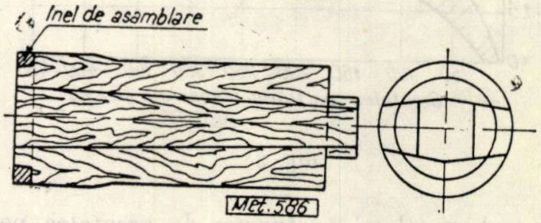


Fig. 3

În tot timpul turnării și după turnare, pe manșonul care se rotește se suflă un curent de aer pentru răcire. În interior, cînd turnarea s-a terminat, se introduce o flacără de gaz metan care se ține 3—4 min, după care se continuă răcirea 12—13 min. Pentru evacuarea gazelor care iau naștere în timpul turnării, forma metalică este prevăzută cu găuri avînd diametrul de 2 mm. După solidificare se scoate forma împreună cu bucșa turnată și se așază în nisip pentru răcire, turnarea continuîndu-se cu alte forme.

Prelucrarea mecanică a bucșelor de cilindru se face întîi pînă la 1,5—2 mm pe suprafețele finale, după care se supun unui tratament termic de detensionare conform diagramei din figura 4.

Finisarea constă în alezare, care se face în două treceri și în honuire. Adîncimea de tăiere la prima trecere este de 0,5 mm și 0,25 mm la a doua, iar avansul, de 0,08, respectiv 0,04 mm. Rotirea bucșei în timpul alezării se face cu 280 rot/min, ceea ce corespunde unei viteze periferice egală cu 2,2 m/s. Cuțitele folosite la această operație trebuie să fie totdeauna bine ascuțite. Pentru honuire, care urmează după aceasta, se lasă un adaos de 0,03 pînă la 0,05 mm.

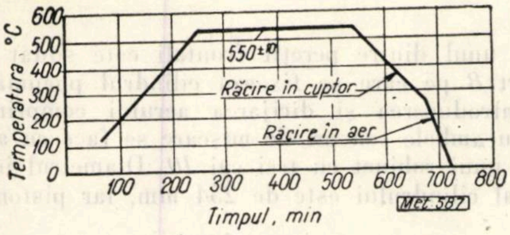


Fig. 4

La controlul final se admit numai acele bucșe care prezintă la analiza metalografică perlită fină, grafit lamelar fin, eutectic fosforos în rețea, ferită pînă la 5% și nu au cementită liberă (figura 5, *a*).

Duritatea trebuie să fie cuprinsă între 190 și 240 HB. Pe suprafața interioară nu se admit defecte, iar pe cea exterioară se admit pînă la 5 defecte, cu mărimea de 1 mm, distanțate cu minimum 50 mm între ele.

Din analiza rezultatelor obținute la bucșele de cilindru turnate centrifugal și din încercările făcute au reieșit cîțiva factori care influențează puternic asupra apariției defectelor de suprafață și, în același timp, asupra structurii metalografice. Așa de exemplu, pe suprafețele interioare ale bucșelor apar microretasuri însoțite de separații grosolane de grafit atunci cînd viteza de răcire dinspre exterior este redusă, suma (C + Si) este mai mare ca 5, iar modificarea cu ferosiliciu nu se face corect.

Defectele de mai sus se datoresc formării rapide a unei cruste solide în interiorul bucșei, înaintea solidificării zonei centrale și a zonei exterioare, a peretului, ceea ce face ca, sub acțiunea forțelor centrifuge, să se creeze microretasuri dispersate sub crusta formată inițial. În condițiile acestea, grafitul se separă sub formă de lamele grosolane în zonele rarefiate cu atît mai mult cu cît suma (C + Si) este mai mare, și modificarea se face necorespunzător. De remarcat este faptul că de cele mai multe ori aceste defecte sînt vizibile numai după honuire și numai pe suprafața interioară. Accentuarea acestor defecte are loc și prin tratamentul de detensionare în cazurile cînd adaosurile lăsate pentru prelucrările de finisare sînt mai mici decît 0,5 mm.

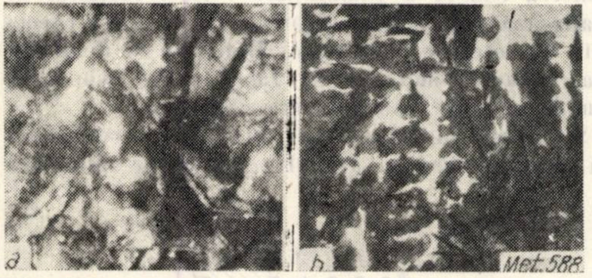


Fig. 5

Un alt factor care pune mult în evidență defectele acestea îl constituie regimul de prelucrare. Dacă alezarea se face cu avans, adîncime de tăiere și turație mare, se pot produce smulgeri ale grafitului care se văd pe suprafața honuită. Încercările făcute cu regimuri diferite de prelucrare au dovedit acest lucru.

Urmărirea bucșelor turnate a dovedit că, lucrînd cu analiza chimică indicată, cele mai bune rezultate se obțin cînd carbonul legat variază între 0,6—0,8%.

Înlăturarea defectelor arătate mai poate fi făcută prin reducerea vitezei de turnare. Așa de exemplu, mărind timpul de turnare astfel ca să se realizeze o viteză de 2 kg/s, frecvența apariției defectelor este mai redusă.

În cazul cînd conținutul de crom depășește 0,5% și se adaugă cu puțin timp înaintea turnării, de multe ori apar structuri (fig. 5, *b*) în care eutecticul fosforos este asociat cu un constituent primar care mărește duritatea fontei la 280—320 HB și uzura segmenților.

Prin adaos de cupru în proporție de pînă la 0,4% se realizează o finisare a structurii. Adaosurile mai mari provoacă o grafitizare avansată, care favorizează coroziunea intercristalină a bucșelor.

Concluzii. Metoda de turnare a bucșelor de cilindru descrisă mai sus duce la rezultate bune în ceea ce privește calitatea, în sensul că răcirea asigurată de amestecul cu șpan de fontă realizează proprietăți mecanice ridicate și o structură metalografică corespunzătoare. Nu este pericol de albire a fontei și nici nu apar defectele caracteristice răcirii lente. În general, variațiile de temperatură ale formei metalice de turnare nu influențează sensibil calitatea bucșelor.

Deși se consumă manoperă pentru îndesarea stratului de amestec cu șpan, se recuperează contravaloarea acesteia prin faptul că bucșele, neavînd conicitate, nu necesită prelucrări mecanice suplimentare. În plus, lipsa conicității față de bucșele turnate în forme metalice necăptușite micșorează consumul de metal cu 6—7 kg/buc. Materialele folosite la prepararea amestecului sînt ieftine și nu influențează prețul de cost.

Durabilitatea formelor metalice în acest caz este de 2—3 ori mai mare decît atunci cînd se toarnă fără strat de amestec de formare.

CZ 621.744.332.043

Dispozitiv pneumatic pentru închiderea și deschiderea formelor metalice

Ing. M. DRĂGULIN

La turnarea în forme metalice, ansamblarea părților componente ale acestora trebuie făcută corect pentru a se evita curgerea metalului prin planul de separații, formarea bavurilor, pentru asigurarea deschiderii rapide a formelor și scoaterea ușoară a pieselor după solidificare.

Închiderea și deschiderea manuală a formelor metalice ce se asamblează prin șuruburi, pene sau alte metode, în general nu dau rezultate bune, deoarece se fac greoi, se depășește timpul necesar pentru scoaterea pieselor cu pereți subțiri și sînt neproductive. Pe lîngă aceasta, temperatura ridicată din timpul turnării (200—400°C) impune ca turnătorii să lucreze cu mănuși de azbest, existînd în permanență pericolul de arsuri.

La uzinele „23 August" a fost realizat un dispozitiv cu acționare pneumatică (fig. 1), cu ajutorul căruia s-au mecanizat operațiile de închidere și deschidere a formelor metalice pentru piesele care au pînă la 15 kg. Acesta este format dintr-un cadru *1* executat din tablă sudată, format din doi pereți frontali legați între ei la partea inferioară prin alți doi pereți laterali, de înălțime mai mică, și o placă de bază. Cavitatea formată de cei patru pereți este acoperită cu o tablă care în partea din mijloc realizează un plan înclinat prin decuparea unuia dintre pereții laterali. Acest plan înclinat coboară către partea opusă locului pe care îl ocupă turnătorul în timpul lucrului și servește pentru a dirija piesele turnate, astfel încît locul de muncă să rămînă liber.

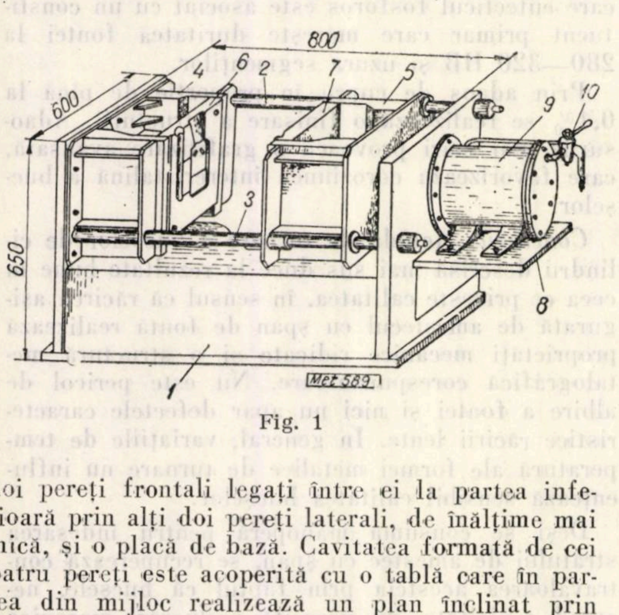


Fig. 1

Pereții frontali sînt legați între ei la partea superioară cu două tije de ghidaj *2* și *3* dispuse în diagonală, astfel încît deschiderea mare să fie către partea pe unde se evacuează piesele turnate. Pe aceste două tije sînt montați doi suporți dintre care unul fix *4* și unul mobil *5*, în care se montează cîte una dintre cele două jumătăți *6* și *7*, care formează forma metalică.

Pe unul dintre pereții frontali este sudat un suport *8* pe care se fixează cilindrul pneumatic *9*; introducerea și dirijarea aerului comprimat pentru ambele sensuri de mișcare se face cu ajutorul unui robinet cu trei căi *10*. Diametrul interior al cilindrului este de 254 mm, iar pistonul, a cărui cursă este de 200 mm, asigură la 5 at o forță de apăsare de circa 2 000 kgf.

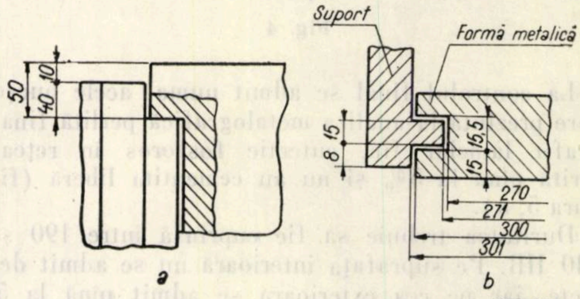


Fig. 2

Montarea formelor metalice pe dispozitiv se face prin așezare simplă și, în acest scop, suporții sînt prevăzuți fiecare pe părțile interioare cu cîte un umăr de susținere (fig. 2, *a*) care se introduc în canale frezate corespunzător pe suprafețele laterale ale formelor metalice; pentru ca montarea să fie ușurată sînt lăsate jocuri între umerii suporților și canalele formelor (fig. 2, *b*).

Toate formele metalice au lățimea de 300 mm, iar înălțimea poate să ajungă la 550 mm. Suprapunerea exactă a jumătăților formei metalice se realizează prin cepuri și bucșe de centrare executate din oțel de cementare. Montarea și demontarea formelor metalice se face foarte ușor prin simpla ridicare sau coborîre a acestora.

Scoaterea pieselor după turnare se realizează cu împingătoare cu arc (fig. 3) ce se montează în corpul aceleia dintre jumătățile formei în care rămîn piesele după deschidere. Împingătoarele sînt formate din tijele *1* ce au un cap lățit la contactul cu piesa turnată și au la exteriorul semiformei cîte un arc *2* ce le ține fixate. Pentru a

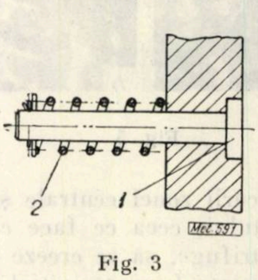


Fig. 3

simplifica executarea lor, acestea se prevăd numai pe suprafețele plane ale piesei. La utilizarea împingătoarelor se montează în spatele formei metalice din suportul mobil, opritori în care se lovesc capetele tijelor, comprimînd astfel arcurile cu 5—10 mm; piesa turnată este împinsă și scoasă din cavitatea în care a fost turnată.

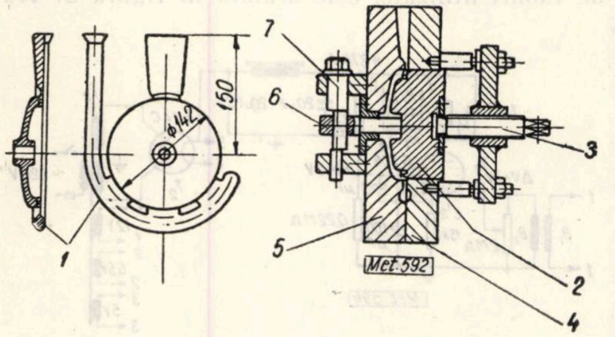


Fig. 4

Sînt cazuri cînd din cauza configurației pieselor turnate nu se pot monta împingătoare cu arc și se folosesc împingătoare cu excentric sau cu șurub. În figura 4 este arătat un capac de aluminiu *1* la turnarea căruia se folsește un împingător cu șurub montat pe partea unde, de obicei, rămîne piesa turnată. Acesta este construit dintr-un miez metalic *2* cu care se realizează interiorul piesei și poate fi mișcat cu ajutorul unui șurub *3* ce se rotește într-o placă fixată de semiforma *4* prin buloane.

Această piesă poate rămîne după deschidere și în cealaltă semiformă *5* și, pentru aceasta, aici s-a prevăzut un împingător cu excentric. Tija excentricului *6* este totodată și miez pentru gaura din centru și este acționată de corpul excentricului *7*. Rotirea excentricului se face cu o cheie tubulară.

La turnare înainte de deschiderea formei se rotește excentricul, extrăgîndu-se miezul din gaura centrală; după deschidere se trage înapoi miezul *2* prin rotirea șurbului cu o cheie tubulară. La aducerea în poziția inițială a miezului, piesa turnată este împinsă și cade jos.

Acest dispozitiv este simplu, ușor de construit și poate fi așezat oriunde în turnătorie, întrucît nu are fundație. Sistemul folosit pentru montarea formelor metalice este deosebit de simplu și permite, pe lîngă turnarea în serie mare, și turnarea în serii mici.

Față de închiderea și deschiderea manuală, productivitatea este mărită de 5—8 ori, iar durabilitatea formelor metalice se mărește de cel puțin două ori.

Procentul de rebut este mult mai scăzut decît la manevrarea manuală, nemaifiind cazuri de piese cu pereți mai groși decît cei indicați în desene.

CZ 621.785.6:669.14.018.25:628.317.43

Metodă electromagnetică de control al călirii, bazată pe schimbarea proprietăților magnetice ale oțelurilor

Ing. V. PANTEA, ing. C. MOLDOVAN, ing. T. TACU, ing. M. EPURE

In industria constructoare de mașini o mare utilizare o au oțelurile carbon de scule. Din grupa acestor oțeluri fac parte oțelurile OSC7, OSC8, OSC9, OSC10, OSC12, OSC13 (STAS 1700-50).

Caracteristic pentru aceste oțeluri este conținutul ridicat de carbon (0,7—1,3%), fapt care determină structura și deci însușirile lor în urma tratamentului termic.

Deși conținutul de carbon este diferit, duritatea după călire este aceeași pentru toate aceste oțeluri, cunoscut fiind faptul că duritatea martensitei în oțelurile cu un conținut de carbon de peste 0,6% nu se schimbă [1].

Spre deosebire de alte oțeluri, oțelurile carbon de scule necesită la călire o răcire energică datorită faptului că austenita obținută la încălzirea pentru călire are o stabilitate foarte mică la răcire în domeniul transformării perlitice (500—600°C) [2]. Din această cauză, pătrunderea de călire la aceste oțeluri este mică, fapt care impune răcirea pieselor și sculelor respective în apă.

De aici apar în practica tratamentului termic a acestor oțeluri o mulțime de dificultăți:

— răcirea în apă nu întotdeauna este posibilă; sculele cu o configurație complicată, cu treceri bruște de secțiuni, cu găuri — regiuni care concentrează tensiuni interne — răcite în apă se vor deforma sau se vor sparge în urma acțiunii tensiunilor interne;

— răcirea în ulei, deși micșorează tensiunile interne și deci înlătură deformațiile și crăpăturile de călire, nu se poate practica, în cele mai multe cazuri neobținîndu-se duritatea necesară; în acest caz, duritatea după călire este insuficientă, fapt care duce la o uzură prematură a sculelor respective în timpul lucrului.

Această stare de lucruri a dus la aplicarea în practica tratamentelor termice a călirii întrerupte, în două medii de răcire — în apă în prima fază a răcirii, pentru asigurarea trecerii bruște în domeniul perlitic pînă la aproximativ 200°C, apoi în ulei pentru micșorarea tensiunilor interne.

Determinarea momentului cînd trebuie scoasă piesa din apă și introdusă în ulei reprezintă o mare greutate și, în același timp, constituie cel mai mare dezavantaj al acestei metode de călire, care limitează practicarea ei în producție.

Rezolvarea acestei probleme, este posibilă cu ajutorul metodei electromagnetice de control al călirii, care se bazează pe schimbarea proprietăților magnetice ale oțelurilor la răcire, din domeniul austenitic.

Este cunoscut faptul că temperatura transformărilor magnetice în aliajele fier carbon, în oțeluri cu conținut de crabon mai mare decît 0,6 %, este în funcție de conținutul de carbon [3].

Proprietățile magnetice pentru aceste oțeluri apar ca rezultat al transformărilor structurale — în domeniul perlitic în cazul unei răciri lente sau dacă viteza de răcire a depășit viteza critică de călire pentru oțelul respectiv (răcire în apă), în urma transformării martensitice.

Astfel, apariția proprietăților magnetice reprezintă tocmai începutul transformării martensitice — care în cazul nostru trebuie să reprezinte momentul trecerii pieselor din primul mediu de răcire, apa, în al doilea mediu, adică în ulei.

Pentru a pune în evidență acest lucru s-a folosit o metodă electromagnetică de control care se bazează în principiu pe faptul cunoscut că o bobină își modifică inductanța atunci cînd în interiorul ei se introduce un miez magnetic. Raportul dintre valoarea inductanței cu miez și a inducției fără miez definește o mărime denumită permeabilitate relativă, a cărei valoare depinde de proprietățile magnetice ale materialului, de forma și dimensiunile lui, precum și de construcția bobinei. În consecință, metoda de control propusă utilizează o bobină în interiorul căreia are loc procesul de răcire în apă. Piesa, încălzită la 800—850°C, se comportă neutru din punct de vedere magnetic pînă în momentul cînd are loc transformarea martensitică. Atunci materialul devine feromagnetic și se comportă ca un miez introdus în interiorul bobinei care, așa cum s-a arătat, îi modifică inductanța. Această variație de inductanță este semnalizată optic sau sonor, indicîndu-se astfel cu precizie momentul în care călirea trebuie continuată în ulei.

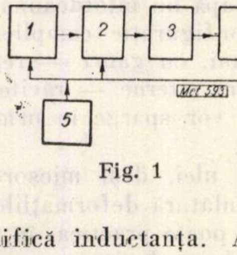


Fig. 1

Aparatul construit în vederea acestui scop este compus din mai multe părți, așa cum este arătat în schema bloc din figura 1.

Blocul *1* reprezintă traductorul de intrare care transformă variația de inductanță, rezultată în urma schimbării proprietăților magnetice ale piesei, în variație de tensiune. Această variație de tensiune se aplică amplificatorului electronic *2* care comandă blocul de acționare *3*. Acționarea se realizează prin cuplarea unui releu electromagnetic, ale cărui contacte închid circuitul de semnalizare optică sau acustică *4*. Schema este alimentată de blocul redresor *5* care este de asemenea electronic.

Schema de principiu a aparatului realizat care cuprinde și valorile pieselor, precum și tipurile de tuburi utilizate, este arătată în figura 2. Traductorul de intrare este compus din două bobine care formează un transformator cu aer ridicător. Bobina primară B este alimentată la o tensiune alternativă de 12 V. Bobina secundară B_1 debitează pe un potențiometru de 2 MΩ, de pe care variația de tensiune rezultată se aplică pe grila tubului amplificator T_1 (6ч4).

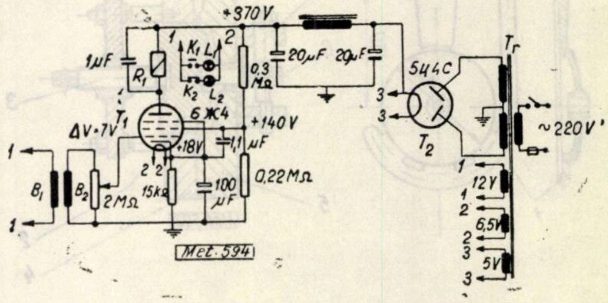


Fig. 2

În anodul acestui tub se află bobina releului R_e care formează rezistența de sarcină. În stadiul de repaus, adică atunci cînd piesa este încălzită peste temperatura la care are loc transformarea martensitică, tubul T_1 este negativat puternic, curentul care trece prin el este mic și releul R_e nu este acționat. În momentul cînd piesa capătă proprietăți magnetice, crește cuplajul dintre bobinele B_1 și B_2, ceea ce are ca rezultat apariția unei variații de tensiune de circa 7 V. Această variație de tensiune se aplică pe grila tubului T_1, este amplificată și dă naștere unui curent mare, care anclanșează releul. Contactul K_1 al releului se închide și becul L_1 luminează, indicînd în acest fel momentul cînd trebuie să se facă trecerea piesei în al doilea mediu de răcire. Schema este alimentată de la un redresor realizat cu dublă diodă 5ч4C (T_2). Tensiunile de alimentare sînt furnizate de transformatorul de rețea T_r care absoarbe în primar o putere de aproximativ 60 W. La ieșirea din tubul redresor se găsește o celulă de filtrare formată din două condensatoare electrolitice și o bobină de șoc care atenuează pulsațiile tensiunii anodice de alimentare a tubului T_1.

Ca amănunte constructive se poate aminti faptul că cele două bobine care formează traductorul de intrare sînt închise ermetic într-o carcasă de material plastic, pentru a putea fi introduse în apa care servește ca prim mediu de răcire. Releul întrebuințat este de tip telefonic și are conectat, în paralel cu bobina lui, un condensator care servește la micșorarea constantei de timp. Sensibilitatea aparatului se realizează din potențiometrul de intrare. Ea poate fi îmbunătățită prin adăugarea a încă unui etaj de amplificare. Al doilea bec L_2 servește la indicarea stării de repaus (nemagnetice) și este legat pe un contact normal închis al releului. Tubul folosit ca amplificator (6ж4) este un tub cu pantă mare (9m A/V), ceea ce asigură un coeficient de amplificare mare și deci o sensibilitate bună schemei.

Aparatul, așa cum a fost conceput, se poate realiza în varianta tranzistorizată și, în acest caz, dimensiunea aparatului se micșorează, iar dezavantajul alimentării de la rețea la locul de muncă dispare.

De asemenea, aparatul poate fi adaptat și pentru comanda automată a procesului de călire în două medii, în cazul în care loturile de piese tratate sînt de serie mare.

Încercările efectuate pînă în prezent la Uzinele „23 August" au confirmat utilitatea acestui procedeu. În baza rezultatelor obținute, considerăm că această metodă de călire poate fi folosită cu succes în producția de serie a pieselor confecționate din oțelurile carbon de scule.

---

[1] *Guliaev, A.P.* Metalurgie fizică, București, Ed. tehnică. [2] *Popov, A. A.* și *Popova, L. E.* Spravocinik termista-izotermiceskie i termokineticeskie diagramî raspada pereohlajdenogo austenita. Moscova-Sverdlovsk, Mașghiz, 1961. [3] *Livșiț, B. G.* Fiziceskie svoistva metallov i splavov, Moscova, Mașghiz, 1956.

CZ 669.715

Determinarea rapidă a magneziului din aliajele de aluminiu prin metoda complexometrică

Ing. I. COSTIN

Dintre aliajele pe bază de aluminiu, cele din grupa Al-Cu-Mg-Ni și Al-Mg-Si ocupă o pondere importantă în fabricația uzinelor „23 August". Aceste aliaje sînt folosite pentru confecționarea unor repere de bază ale fabricației de motoare (pistoane, băi, cartere). Magneziul, formînd compuși intermetalici de tipul Cu-Mg-Al (în aliajele Al-Cu-Mg-Ni) și Mg_2-Si (în aliajele Al-Mg-Si), face ca aceste aliaje să fie sensibile la îmbătrînire. Determinarea rapidă și precisă a magneziului din aceste aliaje, alături de determinarea valorilor proprietăților mecanice și microstructurale, are un rol important în reducerea ciclului de fabricație a pieselor respective.

Dozarea magneziului prin metoda clasică, precipitare cu $(NH_4)_2\,HPO_4$ în mediu amoniacal, este o metodă precisă dar greoaie, o determinare executîndu-se în două schimburi (de pe o zi pe alta). În condițiile în care se lucrează la laboratorul central al uzinelor noastre, cînd zilnic se execută un număr mare de dozări de magneziu din aliaje de aluminiu, aplicarea acestei metode crea greutăți destul de mari. De aceea, s-a experimentat și pus la punct o metodă nouă, incomparabil mai rapidă și mai modernă, complexometrică.

În principiu, determinarea magneziului prin această metodă se bazează pe separarea acestuia de elementele însoțitoare (Fe, Al, Cu, Mg, Ni) cu dietilditiocarbamat de sodiu (cupral) în mediu neutru, la $pH = 7$.

Zincul, siliciul și aproape tot aluminiul se separă înainte prin dizolvarea aliajului în hidroxid de sodiu, cînd trec în filtrat.

Magneziul din soluția rămasă se determină prin titrare cu trilon *B* (complexon III) 0,05 *n* la $pH = 10$, în prezență de eriocrom *T*. Punctul de echivalență poate fi ușor prins prin virarea culorii de la roșu la albastru.

Modul de lucru. Se cîntărește la balanța analitică un gram de șpan din aliajul de aluminiu și se dezagregă în 60 cm^3 hidroxid de sodiu 20%.

După dezagregare se filtrează precipitatul de hidroxizi format prin hîrtie de filtru cu bandă albă și se spală cu apă caldă. Apoi se dizolvă acest precipitat în 30 cm^3 acid azotic 1 : 1 cald. Filtratul și apele de spălare se prind într-un balon cotat de 250 cm^3. Se adaugă 40 cm^3 soluție de clorură de amoniu 20% și se neutralizează soluția adăugînd hidroxid de amoniu, picătură cu picătură. Se controlează ca *p*H să fie egal cu 7 cu ajutorul hîrtiei indicatoare de *p*H. Se adaugă apoi 60 cm^3 soluție de cupral 5%, agitîndu-se continuu. Se răcește soluția din balon, se aduce la semn, se lasă să se depună puțin timp precipitatul format și se filtrează prin hîrtie cutată uscată într-un pahar Berzelius de 400 cm^3 uscat. Din filtrat se pipetează două probe, a 100 cm^3 fiecare, în două vase conice de 500 cm^3. În fiecare Erlenmeier se adaugă circa 100 cm^3 apă fierbinte, 5—6 picături de soluție de indicator eriocrom *T* și 8—10 cm^3 soluție tampon. Se titrează fiecare probă la cald (să aibă 50°C) cu o soluție de complexon III 0,05 *n* pînă la virarea culorii de la roșu-vin la albastru.

$$\text{Calcul}: \text{Mg}\,\% = \frac{n \times 2{,}5 \times 0{,}0608}{g},$$

în care *n* este media numărului de cm^3 din soluție complexon III care s-au consumat la titrare ; 2,5 — diluția ; 0,0608 — cantitatea de magneziu care reacționează cu 1 cm^3 soluție complexon III 0,05 *n* ; *g* — greutatea probei.

Reactivii necesari. Complexon III 0,05 *n*: se dizolvă 9,3063 g de sare complexon III cu greutatea moleculară 372,25 într-un litru de apă bidistilată. Se păstrează în sticle de material plastic. Verificarea titrului de soluție de complexon III se face cu o soluție 0,05 *n* de magneziu, care se prepară dizolvînd 1,007 g de oxid de magneziu chimic pur într-un litru de apă. Un cm³ din această soluție conține 0,000508 g magneziu. Stabilirea titrului se mai poate face cu ajutorul unui șpan etalon de aliaj de aluminiu cu conținutul de magneziu foarte precis determinat.

Soluția tampon: 70 g clorură de amoniu plus 570 cm³ hidroxid de amoniu concentrat ($d = 0,9$) se introduc într-un litru cu apă distilată.

Soluție de dietilditiocarbamat de sodiu (cupral) 5%.

Soluție de indicator eriocrom *T*: se dizolvă 0,5 g eriocrom *T* în 10 cm³ soluție tampon și se aduc cu alcool etilic la 100 cm³ în balon cotat.

Soluție de hidroxid de sodiu 20%; acid azotic 1 : 1; clorură de amoniu 20%.

În concluzie, se poate arăta că metoda de dozare complexometrică a magneziului din aliaje de aluminiu este foarte precisă și se poate aplica pentru procente de magneziu cuprinse între 0,3 și 6%. Durata unei analize este de numai 30 min. Această metodă se aplică cu rezultate foarte bune de mult timp în laboratorul nostru.

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

CZ 621.771.2—52

Automatizări la laminoare

Ing. P. WECHSLER
Institutul de proiectări de laminoare

Automatizarea la laminoare urmărește următoarele scopuri principale:

— mărirea productivității agregatelor pentru realizarea limitei superioare a capacității de laminare cu realizarea indicatorilor optimi de consum de energie, atît la mersul în plin, cît și în gol;

— îmbunătățirea calității produselor atît a calităților fizico-mecanice, a toleranțelor dimensionale, cît și a calității suprafețelor, cu micșorarea rebuturilor și deșeurilor pînă la limita inferioară admisibilă;

— reducerea prețului de cost al laminatelor prin organizarea rațională și controlată a programelor de producție și prin reducerea cheltuielilor de întreținere la minimul necesar;

— reducerea efortului personalului de deservire a laminoarelor, în special a acelora care lucrează direct în producție, la posturi de comandă, stații etc.;

— siguranța exploatării prin utilizarea de elemente statice cu acționare, practic, instantanee.

Automatizarea cuprinde astăzi două domenii care se suprapun: domeniul proceselor de producție în atelierele de fabricație și domeniul informațiilor din și între ateliere și secții în legătură cu producția.

Funcțiunile sistemului de automatizare sînt: culegerea informațiilor de control asupra tuturor parametrilor materialelor de prelucrat, a circulației lor, a utilajelor tehnologice, a fazelor de producție, parametrii energetici și, în sfîrșit, date cu privire la produs; transportul informațiilor la și de la locurile de centralizare; transformarea, prelucrarea prin calcul, păstrarea, compararea informațiilor de control cu informația programelor, elaborarea informației de comandă; actualizarea informației de comandă prin acționare asupra procesului.

La laminoare se întîlnesc două categorii de procese tehnice: cele denumite generic „industriale“, și anume termotehnice, chimice (galvanizări, decapări etc.), și cele de prelucrare mecanică (deformare plastică, tăiere, extruziune, tragere, poziționare, transport etc.). Utilajul tehnologic care îndeplinește fiecare dintre aceste operații trebuie să aibă funcționarea sa individuală automată. Utilajul proceselor industriale trebuie dotat cu regulatoarele specifice de temperatură, presiune, debit, *p*H etc. Utilajul de prelucrare mecanică (de exemplu, cajele de laminare) trebuie să aibă mecanismele cu reglare automată adecvate modului de lucru, turației cuplului, poziției cilindrilor, intensității de curent etc. Utilajele automatizate trimit și primesc informațiile la centrul de culegere și prelucrare cel mai apropiat. Acești centri, construiți după tehnica „calculatoarelor electronice cu timp real“, legați între ei, funcționează după o ierarhie bine stabilită.

Cu ajutorul transferului automat de informații, automatizarea procesului de producție se leagă de automatizarea circulației de informații privitoare la gestiunea tehnico-economică a sectorului de laminoare și a combinatelor, ajungîndu-se pînă la „automatizarea integrată“.

* * *

Prin dotarea cu mijloace de automatizare a laminoarelor date în funcțiune în R.P.R. în anii regimului de democrație populară s-a urmărit foarte de aproape, evoluția generală a tehnicii în acest domeniu.

Laminoarele de tablă subțire de la Galați vor avea controlul și reglarea automată a proceselor termotehnice la cuptoare, realizate cu aparataj convențional electrohidraulic. Alimentarea cuptoarelor cu vatră pășitoare și evacuarea lor, operațiile de laminare la cajele trio și la mesele basculante vor fi automatizate prin comenzi secvențiale realizate de dispozitive cu contact. Prin comanda secvențială se înțelege comanda pe care un mecanism o dă mecanismului care urmează în ciclul de producție. De exemplu, la oprirea unui mecanism pornește cel care urmează.

Laminorul de țevi de la Roman, bluming-ul de 1 000 și laminorul de 650 de la C.S.H. au acționarea electrică realizată prin grupuri de mașini rotative generator-motor cu reglare automată prin amplidine. Succesiunea automată a operațiilor este realizată la unele utilaje (perforatorul de la Roman), unde comanda este dată de un grup de relee, a căror funcționare simulează electric „logica" condiționărilor și interdependenței mecanismelor. În general, controlul și comanda utilajelor se execută de operatorii locali, pe baza unui program orientativ primit la începutul schimbului de lucru. Comunicația dintre locurile de muncă se face, prin telefonie, de către dispecer.

Laminoarele noi de la C.S.H. folosesc procedeul tehnologic cel mai avansat, și anume laminarea în flux continuu. Utilajele liinilor continue au reglarea specifică individuală la cel mai înalt nivel al tehnicii actuale. Viteza de trecere a laminatului între cajele liniei este atît de mare (30 m/s), încît nu permite omului să comande fiecare mecanism în timpul laminării. Munca operatorilor este cea de supraveghere din cabine zonale. Poziția omului este îndepărtată de mașină și sarcina lui principală constă în reglarea utilajului înainte de a începe un program nou de laminare. Performanțele aparatajului și ale dispozitivelor de reglare automată a acționărilor electrice și a proceselor termice sînt un rezultat al introducerii de elemente noi de amplificare și alimentare a motoarelor de curent continuu, a căror acțiune este, practic, instantanee.

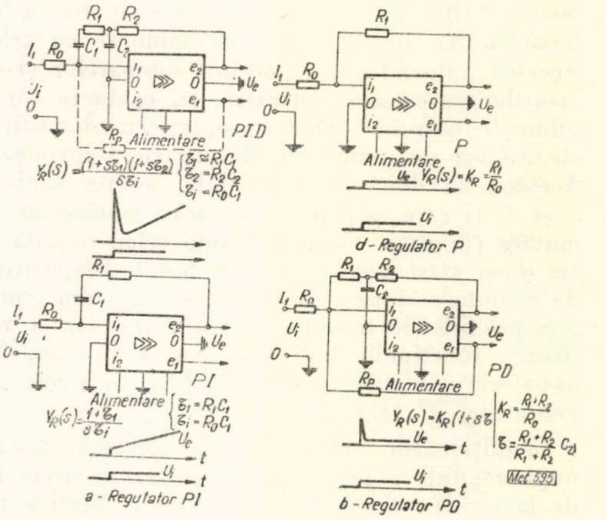
Pentru alimentarea motoarelor de curent continuu sînt folosite redresoarele cu vapori de mercur și amplificatoarele magnetice.

Elementul de bază al dispozitivelor de prelucrare a semnalelor electrice este tranzistorul.

Tranzistorul este folosit în regulatoarele cu acțiune continuă, operațională, în circuitele de reglare a acționărilor electrice care prelucrează semnalul electric prin integrare *I*, diferențiere *D*, amplificare *P*. De aici vine denumirea regulatoarelor PPIPID etc.

În figura 1 se arată schemele principiale ale regulatoarelor cu tranzistoare (Transydin, ale firmei Siemens). În țara noastră au fost construite regulatoare cu același principiu de funcționare, denumite Universale.

Reglarea turației este suprapusă reglării accelerației, care este suprapusă reglării curentului. Tehnica reglării este mult îmbunătățită, corespunzătoare principiilor noi de optimalizare a reglării.



R_1 R_2 C_1 C_2 R_0 I_1 U_i 0
i_1 0 i_2 e_2 0 e_1 U_e
R_P Alimentare
PID
$Y_R(s)=\frac{(1+s\tau_1)(1+s\tau_2)}{s\tau_i}$ $\tau_1 \approx R_1C_1$ $\tau_2=R_2C_2$ $\tau_i=R_0C_1$
P
U_e $Y_R(s)=K_R=\frac{R_1}{R_0}$
U_i
d - Regulator P
PI
$Y_R(s)=\frac{1+\tau_1}{s\tau_i}$ $\tau_1=R_1C_1$ $\tau_i=R_0C_1$
t
a - Regulator PI
PD
$Y_R(s)=K_R(1+s\tau$ $K_R=\frac{R_1+R_2}{R_0}$ $\tau=\frac{R_1 \cdot R_2}{R_1+R_2}C_2$
b - Regulator PD
Met 595

Fig. 1. (UNIDIN). Blocurile cu tranzistoare UNIDIN R.P.R. (Transydin SSW) sînt amplificatoare de curent continuu cu legături inverse de la ieșire la intrare (reacții) prin care tensiunea la ieșire are o variație definită în timp față de semnalul de la intrare, cu scopul de a se înlătura oscilațiile în sistemele de reglare și a grăbi procesele tranzitorii. Cele patru scheme ale figurii au în centrul lor amplificatorul în jurul căruia sînt desenate legăturile inverse prin rezistențe și condensatoare.

Blocul regulator P (comportarea în timp, dinamică, de formă proporțională). Între tensiunea de ieșire u_e și cea de intrare u_i există totdeauna o proporționalitate. Coeficientul de proporționalitate între ieșire și intrare este determinat de raportul rezistențelor. Dacă se introduce în circuitul de reglare un regulator *P*, se mărește amplificarea, crește precizia de reglare, dar oscilațiile sînt favorizate.

Blocul regulator PD (comportare proporțional diferențială) are o legătură suplimentară între rezistențele R_1 și R_2 prin condensatorul C_2 la masă. Dacă la intrare u_i are o variație în treaptă, tensiunea la ieșire u_e are întîi un salt foarte mare, după care revine la comportare proporțională *P*. Saltul de la începutul procesului tranzitoriu folosește la înfrîngerea inerțiilor din sistem, precum sînt sursele de acumulare a energiei sub formă electromagnetică sau electromecanică.

Blocul regulator PI (proporțional integral) răspunde la un semnal de intrare în treaptă printr-un salt inițial, apoi printr-o creștere continuă în rampă. Prin saltul inițial se anulează inerția din sistem, iar creșterea lină a amplificării duce la o precizie mare a reglării.

Blocul PID (reunește toate cele trei comportări și proprietățile acestora, prin forțarea inerției întîi, apoi prin mărirea amplificării).

(În dreptul fiecărei figuri s-a trecut raportul mărimii de ieșire către cea de intrare, funcția de transfer notată Y_R).

La instalațiile laminoarelor noi de la C.S.H. s-au prevăzut procedee noi de automatizare, și anume tehnica măsurării digitale (numerice), comanda automată discretă, fără contacte (statică), tehnica numărării și a calculului electronic (tranzistorizat).

Turația motoarelor cajelor la linia de semifabricate este măsurată pe cale numerică (digitală). Măsurarea digitală constă în convertirea valorii analogice a mărimii de măsurat într-un număr. Dacă, la fiecare rotație a motorului, un dispozitiv special legat de arborele motorului emite 60 de impulsuri, atunci frecvența impulsurilor reprezintă numărul de rotații pe minut. O măsurare numerică asemănătoare este utilizată la ieșirea din caja finală pentru tăierea la lungimi fixe determinate. Măsurarea numerică se execută cu o precizie mai mare decît cea convențională (analogică). Măsurarea numerică este folosită la automatizările digitale (numerice).

Comanda automată discretă, fără contacte, cîștigă o importanță din ce în ce mai mare la laminoare. Sălile de mașini și aparataj din halele laminoarelor sînt echipate cu tablouri cu relee. Acestea automatizează pornirea motoarelor și comenzile secvențiale. Aparatele cu contacte vor fi înlocuite într-un viitor apropiat cu dispozitive electronice de comutare, dotate cu tranzistoare. Acestea au două stări posibile, notate simbolic *0* și *1*, și care caracterizează orice mărime de comutare (binară). Contactul unui releu comută între două stări deschis *0* și închis *1*. Dispozitivul de comutare statică, la ieșirea sa, are două niveluri posibile de tensiune. Cu ajutorul lor se realizează funcțiunile logice de bază : *Și*, *Sau*, *Nu*, așa-zisele *cărămizi* cu care Boole a construit „algebra logică“ (fig. 2).

Condiționările semnalelor de comandă se fac după regulile algebrii logice. La laminoarele noi de la C.S.H., elementele de comutare statică (Simatic Siemens) sînt utilizate la comutări automate în sistemele de comandă și reglare electronice ale acționărilor auxiliare de mare precizie și rapiditate de acțiune. În aceste sisteme, releele nu ar mai satisface condițiile de rapiditate și ca număr de comutări.

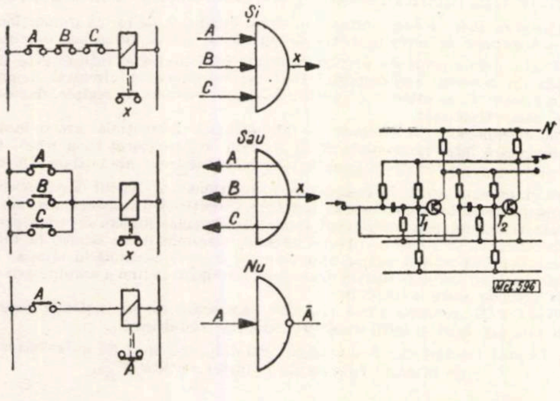


Fig. 2. (UNILOG). Condiționările logice de bază se realizează fie cu relee, fie cu dispozitive de comutare statice prin care se realizează condiționările dintre mecanisme. În R.P.R. este în curs de asimilare în producție un sistem de blocuri tranzistorizate care îndeplinesc funcțiunile logice. Acest sistem este denumit UNILOG și este corespunzător sistemelor Simatic (Siemens), Logistat (AEG), Prodac (Westinghouse) etc.

În figură se arată funcțiile logice *Și*, *Sau* și *Nu*, realizate cu relee (în stînga) și simbolul respectiv al blocului UNILOG care realizează aceeași funcție la mijlocul figurii. În rîndul de sus, dacă toate contactele *A*, *B*, *C* sînt închise, atunci releul primește tensiunea și cuplează, contactul *X* se închide. Deci starea funcției *X* depinde de stările variabilelor *A*, *B*, *C*, și anume, dacă există (este închis contactul) și *A* și *B* și *C*, atunci există *X*.

În rîndul din mijloc, funcția *X* există (este închis) dacă există una dintre variabile „sau“ *A*, „sau“ *B*, „sau“ *C*, adică dacă unul dintre contactele *A*, *B* sau *C* este închis.

În rîndul ultim, dacă este închis contactul *A*, atunci releul este cuplat și contactul releului este deschis. Dacă contactul *A* este închis, contactul releului notat $\bar{A}$ este închis. Cele două contacte sînt inverse și ilustrează funcția „*Nu*“. În dreapta figurii este schema unui amplificator bistabil cu tranzistoare, care este folosit pentru numărarea electronică (Simatic). Un astfel de amplificator este denumit „un binar“ și constituie unitatea binară care poate avea la ieșire (săgeata de ieșire) două stări: „0“ (potențialul zero) și „1“ (potențial negativ).

La foarfecele volant de la linia de semifabricate sînt folosite elemente de comutare statică, cu noi funcțiuni, și anume numărarea și calculul electronic. Acestea sînt elemente speciale ale seriei unitare Simatic. La baza numărării stă elementul bistabil care, executat cu tranzistoare, are schema ca în figura 2. După cum unul sau altul dintre tranzistoare este în conducție, mărimea de ieșire are un nivel de tensiune zero (0) sau negativ (1). Dacă asemenea bistabile (binare, bascule) sînt legate în serie se obțin registre de numărare în sistemul binar.

Sistemul unificat de blocuri de reglare tranzistorizate pentru acționări electrice, denumit UNIDIN, construit în țară, are performanțe la același nivel cu cele ale elementelor din străinătate și va fi utilizat la reglarea mecanismelor la furnale, laminoare, mașini-unelte etc.

La bluming-ul de la C.S.H. s-a pus în funcțiune transfercarul nou care are motoarele electrice reglate cu blocurile UNIDIN, ceea ce a permis înlăturarea contactelor din sistemul de reglare, obținerea unei viteze micșorate în curbe și o frînare bine controlată.

La baza concepției de realizare a laminorului de tablă groasă de la C.S.G. a stat preocuparea pentru introducerea celor mai noi metode de automatizare, care și-au găsit o justificare economică. Laminarea la cele două caje cvarto este condusă de comanda-program realizată cu elemente Prodac (Westinghouse). Programele de laminare sînt înregistrate pe cartele perforate. Cartelele perforate sînt citite de o mașină specială și introduse în tamburul magnetic, care reprezintă memoria sistemului (fig. 3). Tamburul poate păstra 120 de programe de laminare. Din tambur, programele sînt aduse, după selecționare, la un registru tampon și de aici se comandă succesiunea operațiilor. Tactele de secvență sînt date de sesizoare (celule fotoelectrice) care urmăresc laminatul incandescent.

La un număr mare de mecanisme s-a introdus reglarea poziției pe cale digitală (numerică) pentru a avea precizia dimensională a tablelor.

Conducerea procesului de fabricație a tablei se face cu ajutorul mai multor calculatoare construite special în conformitate cu funcțiunile îndeplinite (data-logging și dispecerul automat). Concepția aplicării acestui sistem (fig. 4) aparține I.P.L. Programul general de prelucrare a unei brame în tablă finită este introdus în memoria dispecerului automat ; bramele, apoi tablele, sînt urmărite continuu la trecerea lor din agregat în agregat cu ajutorul unor registre electronice. Cînd tabla sosește în dreptul unui agregat de prelucrare (de exemplu, foarfece), partea de program aferentă acestei table este transferată în registrul agregatului și acesta este comandat automat.

La bluming-ul de la C.S.H. se va realiza comanda-program a șuruburilor de presare, precum și perfecționarea reglării acționărilor electrice. Comanda-program cuprinde două părți cu aspect tehnic diferit.

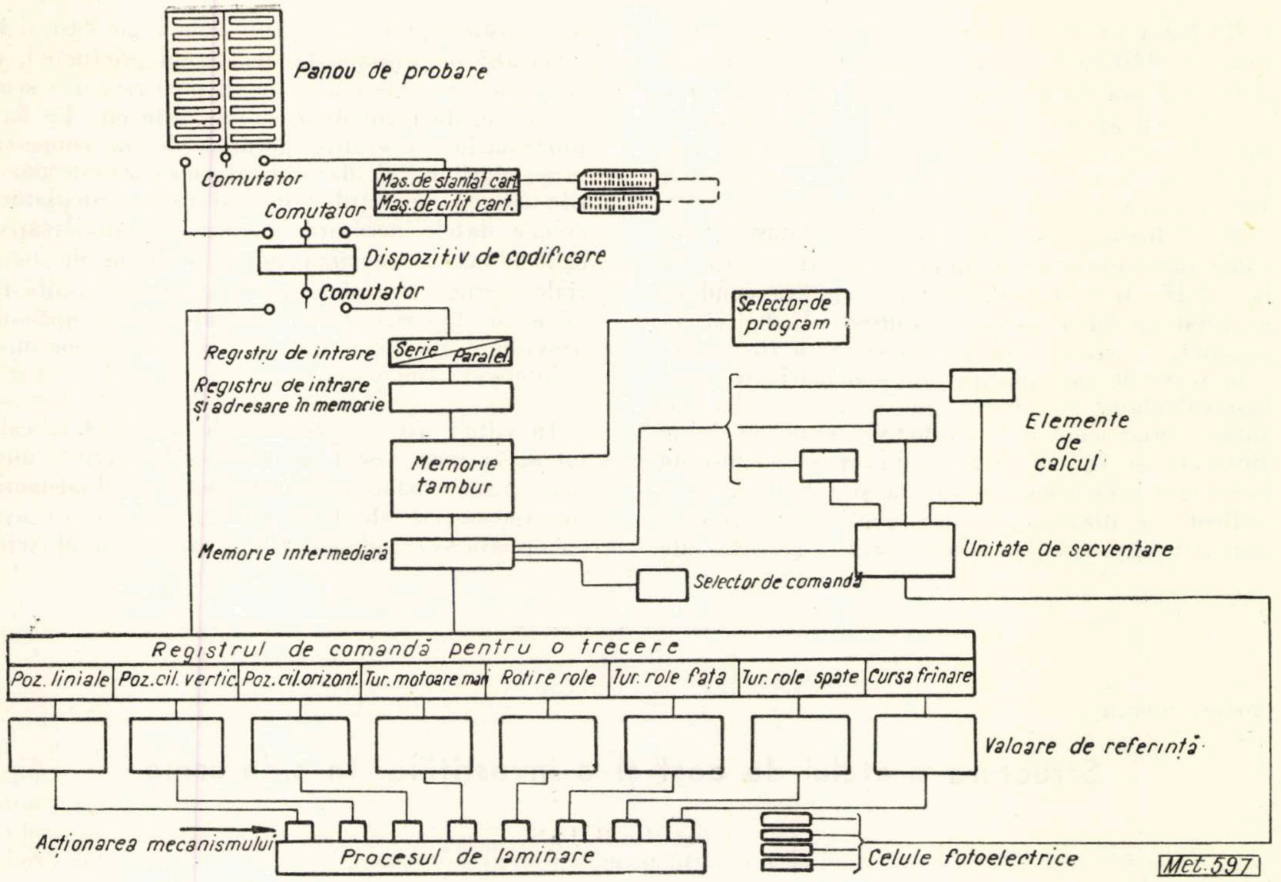

Panou de probare
Comutator
Mas. de ştanţat cart.
Maş. de citit cart.
Comutator
Dispozitiv de codificare
Comutator
Selector de program
Registru de intrare
Serie Paralel
Registru de intrare şi adresare în memorie
Elemente de calcul
Memorie tambur
Memorie intermediară
Unitate de secventare
Selector de comandă
Registrul de comandă pentru o trecere
Poz. liniale
Poz. cil. vertic.
Poz. cil. orizont.
Tur. motoare mari
Rotire role
Tur. role faţa
Tur. role spate
Cursa frînare
Valoare de referinţă
Acţionarea mecanismului
Procesul de laminare
Celule fotoelectrice
Met. 597

Fig. 3. Comanda-program la C.S.G. Figura reprezintă schema-bloc a sistemului de comandă-program a cajelor cvarto şi mecanismelor aferente. Acest sistem de comandă este un calculator specializat, construit din dispozitive aparţinînd tehnicii electronice de calcul.

Programul de treceri este probat atunci cînd se execută prima oară şi el este introdus în sistem prin comutatoarele decadale de pe panoul de probare. Dacă s-a constatat că programul este bun, maşina de ştanţat cartele perforează o cartelă după acest program. Cartela este citită de maşina de citit cartele şi prin dispozitivul de codificare zecimal binar, prin convertorul serie paralel şi registrul de intrare, conţinutul cartelei este introdus în tamburul magnetic care serveşte drept memorie. Astfel, în memorie se păstrează un număr mare de programe. Operatorul alege patru programe prin selectorul de programe şi le duce în memoria intermediară. Prin selectorul de comandă, datele corespunzătoare fiecărei treceri a primului program sînt trecute în registrul de comandă pentru o trecere. De aici, în funcţie de celulele fotoelectrice care urmăresc laminatul, se trimit valorile de referinţă regulatoarelor acţionărilor electrice. Asigurarea desfăşurării în timp în mod corect a comenzilor se face de unitatea de secvenţare.

Sistemul de comandă este dotat cu elemente de calcul pentru măsurarea indirectă a grosimii, pentru calculul vitezei de frînare şi corecţia vitezei rolelor de intrare în raport cu cele de ieşire.

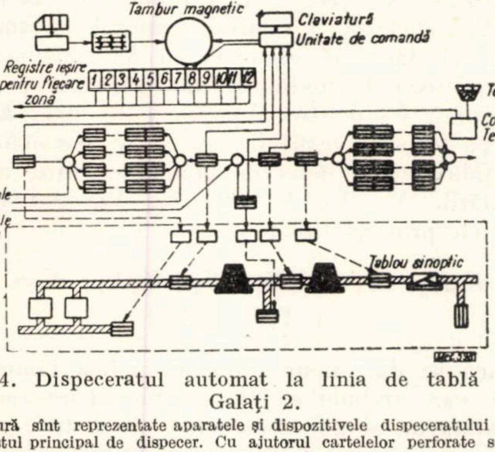

Tambur magnetic
Claviatură
Unitate de comandă
Registre ieşire pentru fiecare zonă
1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
12
Telex
Comanda Telex
Semnale de la posturile zonale
Tablou sinoptic

Fig. 4. Dispeceratul automat la linia de tablă groasă Galaţi 2.

În figură sînt reprezentate aparatele şi dispozitivele dispeceratului automat din postul principal de dispecer. Cu ajutorul cartelelor perforate se înregistrează în tamburul magnetic programele de laminare pentru un schimb şi pentru fiecare bramă. Din tamburul magnetic, informaţiile sînt luate şi aduse la registrele de ieşire pentru fiecare zonă (12 registre) şi pentru fiecare tablă. Urmărirea bramelor respectiv tablelor, se face prin registrele numerice care simulează mişcarea reală a tablelor la fiecare maşină din hala laminorului. Registrele de simulare comandă preluarea informaţiilor din tambur la registrele zonale.

În partea de jos a figurii se vede tabloul sinoptic care reprezintă mişcarea tablelor la maşini, bazat pe urmărirea electronică a tablelor.

Din registrul de ieşire, informaţiile sînt trimise la postul zonal care comandă direct unele mecanisme.

Pentru toate mecanismele se transmit operatorilor instrucţiuni prin teleimprimatoare. Teleimprimatorul cabinei principale este arătat în dreapta figurii

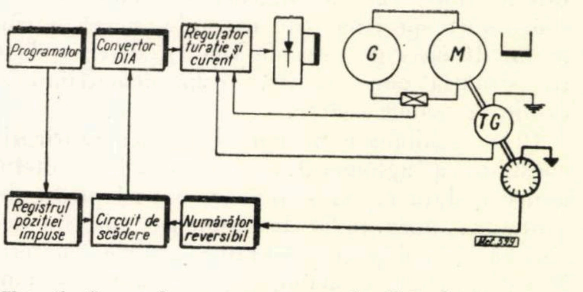

Programator
Convertor D/A
Regulator turaţie şi curent
G
M
TG
Registrul poziţiei impuse
Circuit de scădere
Numărător reversibil

Fig. 5. Comanda-program a şuruburilor de presare.

Motorul M de reglare a şurubului de presare a cilindrului este alimentat de un generator separat G. Reglarea turaţiei şi curentului se face după principiul analogic (cu regulatoare UNIDIN) prin tahogeneratorul TG, regulatorul de turaţie şi curent şi amplificatorul cu tiristoane (redresoare cu Si) care alimentează excitaţia generatoarei G.

Peste reglarea analogică se suprapune reglarea de poziţie cu blocuri numerice. Poziţia este măsurată cu ajutorul unui numărător reversibil al impulsurilor date de traductorul de poziţie. Un programator (maşina de citit cartele sau panou cu comutatoare decadale) trimite poziţia impusă (distanţa dintre cilindri, în mm) la registrul poziţiei impuse. Cele două numere (al poziţiei impuse şi al poziţiei reale) se scad între ele prin circuitul de scădere. Diferenţa este convertită într-un curent analogic care conduce regulatorul de turaţie şi curent, astfel ca această diferenţă să fie anulată.

Reglarea turației motorului se face cu regulatoare UNIDIN. Peste acest ansamblu se suprapune reglarea poziției șuruburilor, care se face numeric cu ajutorul blocurilor cu funcționare logică din seria UNILOG, care este în faza de asimilare în țară. Figura 5 reprezintă schematic funcționarea acestui sistem de automatizare.

Se realizează proiectele pentru instalarea unui calculator industrial la linia de semifabricate de la C.S.H. Acest calculator electronic va conduce automat reglarea distanței dintre cilindri și va comanda foarfecele volant, astfel ca să fie înlăturate resturile inutilizabile de semifabricate. Același calculator va prelua controlul centralizat al tuturor proceselor de la cuptoarele adînci la liniile finisoare și va conduce gestiunea sectorului de laminoare prin urmărire directă și continuă.

Pentru realizarea gestiunii continue, directe și automate a producției, calculatorul și anexele sale sînt legate direct cu utilajul tehnologic care îl informează în permanență de mersul producției, de stocurile de blumuri, de depozitele de semifabricate, de incidentele neprevăzute etc. Pe baza programelor întocmite pornind de la comenzile beneficiarilor, calculatorul informează toate posturile asupra operațiilor de executat. Calculatorul culege datele necesare lucrărilor administrative, ca: adunarea consumurilor, pierderile de materiale, opririle de fabricație și produsele finite trimise în depozite etc. Calculatorul va optimiza programul de repartiție a semifabricatelor între laminoarele finisoare.

În viitor, atît în procesul de laminare la cald, cît și la rece, vor fi introduse dispozitive automate pentru măsurarea fără contact a dimensiunilor geometrice ale laminatului, ceea ce va avea ca urmare și o îmbunătățire a calității produselor.

CZ 669.1: 338.063.41

Structura prețului de cost și a investițiilor în siderurgie

Ing. E. BĂLAN
Institutul de proiectări de uzine și instalații metalurgice

În mod obișnuit, capacitatea unui combinat siderurgic este caracterizată prin capacitatea producției de oțel. Apariția turnării continue a modificat într-o oarecare măsură vechea situație, producția de oțel nemaifiind o cifră la fel de caracteristică ca în trecut; într-adevăr, la aceeași producție de oțel lichid, capacitatea de producție în laminate finite este cu circa 10—15% mai mare la turnarea continuă decît la turnarea clasică în lingouri.

În același timp, progresul tehnic aduce schimbări destul de frecvente ale tehnologiei secțiilor intermediare sau modificări sensibile ale unor consumuri specifice (de exemplu, aceea a consumului de cocs pe tona de fontă), diferențele dintre situația nouă și cea veche nemaifiind sesizabile la prima vedere.

Orice schimbare în tehnologia de fabricație a cocsului, a aglomeratului, a fontei, a oțelului, aduce o dată cu ea schimbări uneori profunde în structura unei tone de laminate, privită ca o sinteză tehnologică de materii prime, materiale, investiții, energie, manoperă etc., adică de muncă vie și de muncă trecută.

Din această cauză, îndată ce comparația a două tehnologii se referă exclusiv la treapta tehnologică respectivă (aglomerat, cocs, fontă), implicațiile anterioare și ulterioare rămîn în parte ascunse, atenția concentrîndu-se asupra treptei tehnologice analizate.

Din această cauză s-a ajuns la concluzia că analiza globală sub acest aspect economic a unui combinat siderurgic nu poate fi valabil făcută pentru fiecare sector în parte, ci numai prin integrarea tuturor treptelor tehnologice succesive care duc în final la obținerea laminatelor finite, obiectivul de bază al siderurgiei. Mai jos se descrie metoda de lucru folosită.

Dacă se presupune că în combinatul considerat se produc: X_1 t cocs; X_2 t aglomerat; X_3 t fontă; X_4 t oțel; X_5 t semifabricate; X_6 t laminate finite, și dacă se însemnă cu K_1 consumul de cocs pe tona de fontă; K_2 de aglomerat pe tona de fontă; K_3 de fontă pe tona de oțel; K_4 de oțel pe tona de semifabricate și K_5 consumul de semifabricate pe tona de laminate finite, atunci cantitățile X_1, X_2, X_3, X_4, X_5, X_6, sînt legate între ele prin relațiile:

$$X_5=K_5X_6;\ X_4=K_4X_5;\ X_3=K_3X_4;\ X_2=K_2X_3$$
$$\text{și } X_1=K_1X_2.$$

Dacă se dă valoarea lui K_6, adică laminatele finite care trebuie să fie produse (presupunînd că există un singur sortiment), se deduce:

$$X_5=K_5X_6;\ X_4=(K_4K_5)X_6;\ X_3=(K_3K_4K_5)X_6;$$
$$X_2=(K_2K_3K_4K_5)X_6;\ X_1=(K_1K_2K_4K_5)X_6.$$

În cele ce urmează coeficienții $K_1\ K_2\ .\ .\ .\ Kn$ se numesc *consumuri specifice ale treptelor tehnologice.*

Dacă se adoptă drept consumuri specifice ale treptelor tehnologice următoarele valori: consumul specific de semifabricate pe tona de laminate $K_5 = 1,1$ t/t ; consumul specific de oțel pe tona de semifabricate $K_4 = 1,2$ t/t ; consumul specific de fontă pe tona de oțel $K_3 = 0,9$ t/t ; consumul specific de aglomerat pe tona de fontă $K_2 = 1,8$ t/t și consumul specific de cocs pentru tona de fontă $K_1 = 0,7$ t/t, rezultă că pentru producerea unei tone de produs aflat într-o altă treaptă tehnologică oarecare vor fi necesare cantitățile arătate în tabela 1.

Tabela 1

	Cocs $K_1 = 0,7$	Aglomerat, $K_2 = 1,8$	Fontă $K_3 = 0,9$	Oțel $K_4 = 1,2$	Semifabricate $K_5 = 1,1$	Laminate finite $K_6 = 1$
Laminate	0,83	2,14	1,19	1,32	1,1	1
Semifabricate	0,75	1,95	1,08	1,20	1	0,91
Oțel	0,63	1,62	0,90	1	0,83	0,76
Fontă	0,70	1,80	1	1,1	0,92	0,84
Aglomerat	—	1	0,55	0,62	0,51	0,47
Cocs	1	—	1,43	1,59	1,32	1,2

Tabela 1 sau o altă tabelă similară permite să se determine, pentru o unitate dată dintr-un anumit produs siderurgic, care sînt cantitățile corespunzătoare ale celorlalte produse din lanțul tehnologic al siderurgiei.

Se iau în considerare acum produsele X_1, X_2 X_3 ... X_m, care se presupune că sînt legate între ele printr-un lanț tehnologic, fiecare dintre aceste produse constituind o verigă sau treaptă tehnologică.

Pentru fiecare unitate dintre aceste produse este necesar să se consume o anumită cantitate de materii prime, materiale auxiliare, utilități, manoperă, amortisment și regii. Însemnînd cu a_{ij} aceste consumuri, unde indicele i se referă la treapta tehnologică, iar indicele j la natura consumului (a_{ij} reprezintă consumul specific din elementul j pentru a produce o unitate din produsul X_i), pentru produsul X_1 vor fi următoarele consumuri specifice elementare : X_1: $a_{11}, a_{12} ... a_{1n}$, unde a_{11}, a_{12} ... a_{1n} reprezintă materii prime, materiale auxiliare etc., exprimate unele valoric, altele cantitativ. Se presupune că șirul a_{ij} reprezintă toate consumurile cerute de ramura respectivă, unele dintre ele putînd fi egale cu 0.

În mod analog, produsele X_2, X_3... X_m vor avea consumurile specifice :

$$X_2 : a_{21}, a_{22} \dots a_{2n} ; X_3 : a_{31}, a_{32} \dots a_{3n} ;$$
$$X_m : a_{m1}, a_{m2} a_{mn}.$$

Dacă aceste produse formează un lanț tehnologic, fiecare dintre produsele X_1, X_2... X_n intrînd în produsul imediat următor cu consumul specific al treptelor tehnologice $K_1 K_2 \dots K_{n-1}$, rezultă că, pentru obținerea unei unități din produsul X_p, va fi necesar să se consume din elementul j :

$K_1 a_{1j} + a_{2j}$ pentru produsul X_2, $K_2 (K_1 a_{1j} + a_{2j}) + a_{3j}$ pentru produsul X_3, $K^{\cdot}_p (K_1 K_2 \dots K_{p-1} a_{1j} + K_2 K_3 \dots K_{p-1} a_{2j} + \dots) + A_{p+1,j}$, pentru produsul $X^{\cdot}_{p+1}$.

Este de relevat că consumul din elementul j, necesar pentru producerea unei unități din produsul $X^{\cdot}_{p+1}$, cuprinde atît consumul aferent treptei respective, cît și consumurile aferente tuturor treptelor tehnologice anterioare.

În acest mod, la obținerea datelor elementare de consum ale produsului m, adică ale produsului final, nu vor mai figura în mod explicit nici unul dintre produsele siderurgice intermediare, ci numai elementele primare de consum care intră în structura produsului final la care se adaugă, însumate, consumurile elementare ale tuturor treptelor tehnologice anterioare, ținînd seamă de ponderea dictată de tehnologia aleasă.

În ultima analiză, produsul final prezintă o imagine a întregului proces tehnologic, redusă la elementele primare.

Se vor cerceta în cele ce urmează rezultatele la care duce această metodă de calcul, aplicată asupra consumurilor primare în siderurgie, capacităților proprii de producție, capacităților conexe de producție.

În acest scop, se consideră un combinat modern, integrat, cu o capacitate de producție de 3—5 milioane tone oțel lingou pe an, ținînd seamă că o capacitate de producție de 3 milioane tone oțel pe an este considerată în prezent ca o bază minimală pentru introducerea de agregate de mare capacitate, corespunzînd ultimelor cerințe ale tehnicii.

Investițiile din sectoarele de bază, și anume : uzina cocsochimică de aglomerare, furnalele, oțelăria și laminoarele, reprezintă în general circa 70% din totalul investițiilor. Restul de 30% reprezintă deservirile generale ale combinatului, care sînt concentrate în sectoarele : produse auxiliare, transporturi și plan general, electroenergetică, termoenergetică, hidroenergetică, întreținere, construcții de interes general.

Articolul de față încearcă să prezinte o schemă de gîndire aplicabilă oricărui combinat și oricărei tehnologii. Pentru fixarea ideilor și pentru calcule numerice s-a admis însă : combinatul este integrat, materiile prime vor fi asigurate din țară, fonta va fi produsă în furnale, oțelul va fi elaborat în convertizoare cu insuflare de oxigen, semifabricatele pentru laminoarele finisoare vor fi asigurate de la un slebing și laminoarele finisoare vor produce tablă.

În consecință, investițiile aferente sectoarelor de bază, adică investițiile proprii, sînt cele aferente cocseriei, aglomerării, furnalelor, oțelăriei și laminoarelor.

Investițiile conexe — adică acelea aferente creării capacităților de producție a energiei electrice, apei, aburului, întreținerii, refractarelor, oxigenului etc. — nu vor fi localizate, deși se știe că o parte din ele vor fi produse în combinat.

După cum se va vedea mai tîrziu, se vor asocia investiții conexe și manoperei, regiilor etc.

Consumurile specifice elementare (materii prime, materiale auxiliare, consumuri energetice, manoperă, regii etc.), adoptate pentru fiecare treaptă tehnologică în parte, sînt cele folosite îndeosebi în tehnologiile moderne de fabricaţie, fără nici o raportare la un caz concret.

Se va trata în primul rînd problema *consumurilor.*

În tabela 1 se arată cantităţile necesare de produse intermediare pentru producerea unei tone de laminate finite.

Fabricarea unei unităţi din fiecare dintre produse implică o serie de consumuri elementare însemnate cu a_{ij}.

Se presupun cunoscute consumurile elementare ale cocsului, aglomeratului şi fontei.

Pentru determinarea cantităţilor din aceste consumuri elementare necesare pentru obţinerea unei tone de fontă se vor înmulţi consumurile elementare ale cocsului cu 0,7 (cu K_1), adică cu consumul specific de cocs pe tona de fontă ; ale aglomeratului cu 1,8 (cu K_2), adică cu consumul specific de aglomerat pe tona de fontă, şi se vor aduna aceste consumuri elementare cu cele aferente fabricaţiei unei tone de fontă (consumurile aferente cocsului şi aglomeratului sînt introduse sub forma lor de consumuri elementare, aşa cum s-a arătat).

Sumele astfel obţinute reprezintă consumurile elementare necesare fabricării unei tone de fontă.

În mod analog se procedează pentru toate treptele tehnologice următoare. În acest fel, este posibil ca structura consumurilor necesare producţiei de fontă, oţel şi laminate să nu mai fie exprimată în funcţie de produsul imediat anterior, ci în funcţie de materiile prime şi consumurile de orice altă natură care iau parte de la începutul ciclului siderurgic de fabricaţie.

Acest mod de lucru pune în evidenţă, sub formă sintetică, procesele complexe care au loc într-un combinat siderurgic în fiecare şi în toate treptele tehnologice.

Nu se va arăta modul cum s-a procedat în ceea ce priveşte consumul de materii prime, materiale auxiliare, consumuri energetice etc. Se va insista numai asupra *investiţiilor proprii,* care în lista consumurilor figurează sub denumirea „amortizarea mijloacelor fixe". Uzura mijloacelor fixe, fizică sau morală, constituie un consum de muncă trecută. Pentru ansamblul siderurgiei, cota medie de amortismente este de 5,7%. Pe baza investiţiilor specifice din fiecare sector de bază se poate determina amortismentul revenind pe tona de laminate finite (pe sortimente), care va cuprinde nu numai cota aferentă liniei de laminoare respective, ci şi amortismentul cumulat al treptelor anterioare de fabricaţie, cu ponderea cu care acestea intră în stuctura unei tone de laminate.

Pentru a ilustra modul de calcul se admite că investiţiile specifice sînt (cifre orientative) : cocs 600 ; aglomerat 100 ; fontă 600 ; oţel 450 ; sleburi 200 şi laminate finite 1 200 lei/t.

Ţinînd seamă de necesarul de produse intermediare pentru producerea unei tone de laminate finite (tabela 1), valoarea investiţiilor pe tona de laminat finit va fi cea arătată în tabela 2.

Tabela 2

Produsul	Investiţii, lei/t	%	Cumulat
Cocs	0,83 × 600 = 498	15,0	15
Aglomerat	2,14 × 100 = 214	6,0	21
Fontă	1,19 × 600 = 714	21,0	42
Oţel	1,32 × 450 = 574	17,0	59
Sleburi	1,1 × 200 = 220	6,0	65
Laminate finite	1 × 1 200 = 1 200	35,0	100
Total :	3 420	100,0	

Această situaţie arată cota-parte cu care fiecare sector participă, sub aspectul investiţiilor, la producerea unei tone de laminate finite. O cotă de 5,7% din cifrele de mai sus reprezintă valoarea amortismentului pe o tonă de laminate (195 lei/t laminate). Este evident că rezultatele variază în raport cu natura laminatului finit şi cu tehnologia adoptată.

Investiţiile proprii necesare pentru obţinerea unei tone de produs din celelalte trepte tehnologice ar fi următoarele :

pentru semifabricate (pentru 1 tonă) : sleburi 1 x 200 = 200 lei/t sleb ; oţel 1,20x450 = 540 ; fontă 1,08x600 = 648 ; aglomerat 1,95x100 = 195 ; cocs 0,75x600 = 450 lei/t sleb, total 2 033 lei/t sleb ;

oţel : oţel 1x450 = 450 ; fontă 0,90x600 = 540 ; aglomerat 1,62x100 = 162 ; cocs 0,63x600 = 378 lei /t oţel, total 1 530 lei/t oţel :

fontă : fontă 1x600 = 600 ; aglomerat 1,80x100 = 180 ; cocs 0,70x600 = 420 lei/t fontă, total 1 200 lei/t fontă.

Rezultă că investiţiile în siderurgie, pentru obţinerea unei tone dintr-un anumit produs, implică investiţii de : laminate finite 3 420 ; semifabricate (sleburi) 2 033 ; oţel 1 530 ; fontă 1 200 ; cocs 600 ; aglomerat 100 lei/t, adică respectiv ; 100, 58 ; 45, 35 ; 17 şi 3%.

Este de relevat faptul că pentru obţinerea unei tone de oţel, socotit ca produs final, sînt necesare numai circa 45% din investiţiile necesare obţinerii unei tone de laminate.

În cele de mai sus nu s-a vorbit nimic despre produsele secundare (recuperări). De fapt, calculele sînt făcute luînd în considerare toate consumurile necesare în fiecare treaptă tehnologică, inclusiv acelea care nu se regăsesc în produsul de bază al sectorului, ci sînt cheltuite pentru obţinerea, de cele mai multe ori inevitabilă, a unor subproduse denumite generic „recuperări".

În această categorie intră : subprodusele uzinei cocsochimice, aburul recuperat de la stingerea cocsului, zgura de furnal, gazul de furnal, fierul vechi (deşeurile) din oţelării, aburul recuperat de la oţelării, şutajele de la laminoare etc.

În calculele făcute, aceste recuperări au fost purtate de la un produs la altul, fără a se ţine seamă dacă ele se referă la produsul în discuţie sau dacă recuperarea este realizată anterior, într-o altă treaptă tehnologică.

Metoda este pe deplin justificată, deoarece atunci cînd s-au luat în considerare consumurile, de exemplu la furnale, s-a ținut seamă și de acelea necesare producerii gazului de furnal și zgurei de furnal.

În consecință, structura finală a elementelor care permit obținerea unei tone de laminate cuprinde totalitatea consumurilor înregistrate în cursul procesului tehnologic și totalitatea recuperărilor din cursul procesului tehnologic (dacă laminatele înseși sînt considerate ca o recuperare, balanța celor două categorii se închide).

Rezultatele rămîn valabile și în cazul în care unul dintre produsele intermediare va fi procurat în total sau în parte din afară (de exemplu fonta din import sau de la alte uzine).

În acest caz, consumurile aferente fontei aduse din afară vor dispărea la toate capitolele (materii prime, materiale auxiliare, consumuri energetice, amortizări, regii), ca și la capitolele produselor recuperate.

Balanța finală se reconstituie automat, ținînd seamă de toate evenimentele de pe parcurs. Fonta din import va apărea ca atare printre elementele constitutive ale laminatelor, în timp ce fonta produsă în combinat va figura printre elementele primare: minereu, cărbune cocsificabil, materiale auxiliare, regii, amortismente etc.

Datele prezentate mai sus pot fi rezumate după cum urmează:

Pornind de la consumurile elementare ale fiecărei trepte tehnologice, în care s-au luat în considerare materiile prime, materialele auxiliare, consumurile energetice, manoperele, investițiile, regiile etc., precum și recuperările respective, exprimate fizic sau valoric, metoda de calcul propusă duce la determinarea cumulată a acestor consumuri, precum și a recuperărilor respective concentrate într-un singur produs final: laminatele vandabile (eventual un produs intermediar, dacă acesta este produs vandabil).

Prin această trecere succesivă de la un produs la altul, pînă la produsul final vandabil, se obține sub formă sintetică întregul proces tehnologic exprimat prin totalitatea elementelor primare care au luat parte la etapele succesive de elaborare. Astfel în loc ca laminatele finite să fie considerate ca fiind obținute din blumuri, ele sînt exprimate în funcție de minereul, cărbunele cocsificabil, calcarul, fierul vechi, cărămizile refractare, lingotierele, aerul suflat, oxigenul, energia electrică, aburul, manopera, investițiile, regiile etc. care au fost necesare pentru a se ajunge la produsul vandabil: laminatul finit. Ele apar sub formă deja însumată, arătînd un efort global de consumuri.

Totodată, în loc ca recuperările să fie numai șutajele și țundărul, ele cuprind gazul de cocserie, subprodusele uzinei cocsochimice, gazul de furnal, abur, zgură, fier vechi, energie electrică, de asemenea sub forma cumulată.

Prețul de cost. Se consideră tabela consumurilor și recuperărilor obținute potrivit metodei preconizate, raportate la o tonă de produs finit. Înmulțind consumurile specifice, respectiv recuperările, cu prețurile unitare, se obțin prețul laminatelor (sau al altor produse vandabile, dacă este cazul) și prețul recuperărilor aferente produsului respectiv.

Deoarece în prețul produsului final sînt cuprinse toate consumurile, inclusiv acelea care au dus la crearea recuperărilor, prețul de cost net al produsului se obține prin scăderea prețului recuperărilor din prețul total al produsului.

Rezultatul obținut trebuie să fie identic cu acela care se obține prin calculația normală a prețului de cost al laminatului.

Din calcule a rezultat că, în siderurgie, cota reprezentată de recuperări (din care unele sînt implicite proceselor tehnologice, iar altele sînt create în vederea reducerii prețului de cost) reprezintă circa 10% din valoarea finală, adică o cotă destul de importantă. Acest rezultat nu poate fi pus în evidență decît prin metoda de calcul prezentată.

Tot de aici rezultă că investițiile totale necesare pentru construirea secțiilor de bază ale unui combinat siderurgic nu se referă exclusiv la producția siderurgică, ci și la producerea tuturor produselor recuperabile, dintre care unele nu au o legătură directă cu siderurgia și nici nu sînt folositoare, direct, acesteia (de exemplu subprodusele uzinei cocsochimice, zgura de furnal etc.).

Investițiile conexe. În urma compensării consumurilor cu recuperările, se vor obține cantitățile nete de consumuri elementare pe tona de produs, necesare a fi asigurate „din afară", pentru producerea unei tone din produsul respectiv.

Cum fiecare din aceste consumuri implică existența sau crearea unei capacități corespunzătoare de producție, este suficient să se cunoască investițiile specifice aferente, pentru ca, potrivit unei metode perfect similare cu aceea care a permis reconstituirea prețului de cost, să se determine volumul total al capacităților de producție și a investițiilor conexe producției siderurgice în treptele tehnologice succesive.

În sensul expunerii de față, prin capacități de producție conexe (în alte ramuri), se înțeleg toate investițiile necesare în afara sectoarelor siderurgice de bază, (cocserie, fabrica de aglomerare, furnale, oțelării, laminoare), indiferent dacă ele vor fi plasate în cadrul combinatului, în imediata lui apropiere sau „undeva", în cadrul economiei naționale.

Rezultate și concluzii. Articolul a avut drept scop să încadreze într-o schemă de gîndire, în parte diferită de aceea obișnuită, aspectele economice de bază ale unui combinat siderurgic și, prin extindere, ale industriei siderurgice sau ale oricărei ramuri industriale.

Rezultatele care se obțin pe această cale sînt în parte cunoscute. Ele sînt organizate însă în așa fel încît este posibil ca aspectele economice să fie analizate mai adînc și mai cuprinzător, pornind de la elemente primare, sub dublul aspect al investițiilor pe care le implică (costurile legate de crearea capacităților de producție, proprii și conexe) și al costurilor de fabricație.

Metoda propusă se pretează la numeroase aplicaţii, unele ştiute, altele abia întrevăzute, dintre care se pot cita : structura investiţiilor proprii şi conexe ; structura preţului de cost pe elemente primare ; comparaţii între variante tehnologice ; determinarea prin calcul a soluţiilor optime în ce priveşte sortimentele de laminate etc.

Datele teoretice au fost concretizate într-un exemplu practic. Volumul calculelor este mare, însă rezultatele obţinute pot fi interpretate sub unghiuri multiple, avînd o importanţă teoretică şi practică.

Mai jos se prezintă o parte din aceste rezultate, exprimate procentual. Este posibil ca, în cazul în care se va dispune de date mai precise asupra valorilor de investiţii în alte ramuri ale economiei naţionale, şi mai ales atunci cînd se vor folosi noile preţuri reaşezate, unele dintre aceste rezultate să sufere schimbări. Se poate considera însă că, în linii mari, datele îşi vor menţine valabilitatea ca sens şi, într-o mai mică măsură, ca ordin de mărime.

Dintre rezultatele obţinute se menţionează următoarele :

Din tabela 3 se observă, cum ponderea din preţul de cost pe care o au cărbunele şi minereul scade în mod continuu, ajungînd ca, în ultima treaptă tehnologică, să reprezinte mai puţin decît 40 % din costul laminatelor.

Rezultă că, şi în cazul în care aceste materii prime ar fi integral asigurate din import, valoarea care li se integrează la locul de prelucrare dublează şi chiar triplează valoarea lor iniţială.

Tabela 3

Preţ de cost, %	Cocs	Aglomerat	Fontă	Oţel	Sleb	Tablă groasă	Tablă la rece
Cărbune cocsificabil şi minereu	71,7	66,5	68,0	54,9	55,6	49,8	36,5
Alte materii prime şi auxiliare	14,8	25,7	13,3	24,8	21,0	15,9	23,1
Combustibili şi consumuri energetice	3,2	2,0	7,2	6	6,7	7,4	7,8
Salarii directe	0,8	0,5	0,6	0,7	0,7	0,9	1,3
Amortizări	5,0	2,4	5,9	6,9	7,8	11,9	12,7
Regie de fabricaţie	3,0	2,3	3,5	4,7	6,0	11,6	16,1
Regie generală	1,5	0,6	1,5	2,0	2,2	2,5	2,5
Total :	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0

Celelalte materii prime şi auxiliare variază în jurul unei valori medii de 15—25 %, fără o tendinţă certă.

Participarea celorlalte consumuri creşte procentual aproape fără excepţie.

Amortizările şi regiile reprezintă în primele trepte tehnologice circa 8 %, pentru a ajunge la ultimele produse să reprezinte peste 25 %. Salariile directe nu ajung să reprezinte decît circa 1,3 % din valoare, ceea ce se explică prin cota ridicată a consumului de muncă trecută.

Tabela 4

Preţ de cost, %	Date din statistică	Date de calcul (tablă la rece)
Materii prime şi auxiliare	58,4	59,6
Combustibili şi energie	10,1	7,8
Salarii şi contribuţii, alte cheltuieli băneşti	21,0	19,9
Amortizări	10,5	12,7
Total :	100,0	100,0

Este interesant de relevat că structura preţului de cost al laminatelor, considerată ca o integrare a tuturor treptelor tehnologice anterioare, ajunge să reprezinte structura preţului de cost aşa-numită pe elemente de cheltuieli primare, deşi în speţă calculul este făcut pe bază de articole de calculaţie.

Comparînd rezultatele obţinute cu acelea publicate de Institutul de statistică pentru siderurgie, situaţia este arătată în tabela 4.

Tabela 5

Investiţii, %	Cocs	Aglomerat	Fontă	Oţel	Sleb	Tablă groasă	Tablă la rece
Cărbuni cocsificabili şi minereu	64,7	48,3	50,3	41,6	39,8	30,4	23,6
Alte materii prime şi auxiliare	0,4	32,4	7,3	10,9	10,7	8,4	6,7
Combustibili şi consumuri energetice	10,4	3,6	12,0	12,3	13,0	12,2	12,8
Salarii directe	2,3	1,9	2,1	2,4	2,5	2,3	3,7
Amortizări	19,3	12,0	26,2	31,3	33,5	44,0	49,4
Regie de fabricaţie	1,9	1,2	1,4	1,0	0,3	1,8	2,5
Regie generală	1,0	0,6	0,7	0,5	0,2	0,9	1,3
Total :	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0
Din care proprii :	19,3	12,0	26,2	31,3	33,5	44,0	49,4

În ceea ce privește investițiile proprii și conexe, se constată (tabela 5) că partea care revine investițiilor directe (care se găsește sub titlul „amortizări") crește în mod continuu, trecînd de la 12—19% pentru cocs și aglomerat la circa 49% pentru tabla laminată la rece, unde investițiile directe ajung să reprezinte aproape jumătate din investițiile pe întreaga economie națională.

Lucrurile se petrec ca și cum la construcția unui mare combinat siderurgic integrat, afară de investițiile din cele 5 sectoare de bază, este necesar să se conteze pe investiții conexe de același ordin de mărime cu acelea din aceste sectoare de bază.

Cifra este probabil subevaluată. Se menționează cu acest prilej că datele prezentate au un caracter cu totul orientativ și tind să scoată în evidență avantajele unei metode sintetice de calcul, și nu elemente absolute de judecată.

Tabela 6

Investiții, %	Cocs	Aglomerat	Fontă	Oțel	Sleburi	Tablă groasă	Tablă la rece
Sectorul minier (minereu și cărbuni cocsificabili)	90,50	96,60	85,90	77,80	77,80	76,50	70,10
Combustibili	3,70	1,40	5,20	6,00	6,10	6,50	9,80
Centrale electrice	1,60	1,70	1,80	3,30	3,40	4,10	5,60
Alte fabrici și uzine	4,00	0,30	7,10	12,90	12,70	12,90	14,50
Total :	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0

Este de relevat ponderea foarte importană pe care o au lucrările din sectorul minier (cărbune cocsificabil și minereu de fier).

Dacă se ține seamă că, în general, circa 30% din investițiile conexe se realizează chiar în cadrul combinatului (deservirile), rezultă că investițiile conexe reprezintă circa 70% din valoarea investițiilor din sectoarele de bază. Între investițiile conexe nu sînt prevăzute investițiile pentru dezvoltarea rețelelor exterioare de transport (căi ferate, material rulant, porturi, vase etc.).

Analiza cu privire la investițiile conexe poate fi făcută și mai adînc. Potrivit calculelor, repartiția investițiilor conexe între diferitele sectoare este arătată în tabela 6.

Din tabela 6 rezultă că investițiile conexe implicate de industria siderurgică (imaginea de ansamblu a industriei siderurgice este dată de structura investițiilor conexe relative la laminatele finite care integrează toate fazele anterioare) se grefează în primul rînd pe investițiile din sectorul minier (cărbune cocsificabil, minereu de fier calcar, argilă etc.), care reprezintă circa 70% din total.

Restul de 30% se împarte între industria combustibililor (afară de cărbunii cocsificabili), în centrale electrice (nelocalizate) și în alte fabrici (cărămizi refractare, feroaliaje, întreținere). O parte dintre acestea vor fi executate chiar în cadrul combinatului.

Însemnînd cu 100 prețul de cost, respectiv investițiile totale (proprii și conexe) necesare pentru cocs și aglomerat, socotite ca sectoare primare ale siderurgiei, prețul de cost al produselor din celelalte trepte tehnologice urmează o evoluție aproape paralelă cu aceea a investițiilor totale, cumulate din treaptă în treaptă tehnologică (tabela 7). Rezultatul este foarte interesant, deoarece ar arăta că, în fiecare stadiu tehnologic, creșterea valorii este asociată de investiții aproape proporționale, care nu au loc în mod necesar în sectorul respectiv, ci în treptele tehnologice anterioare, precum și în alte ramuri ale economiei naționale.

Tabela 7

Capitale	Cocs + aglomerat	Fontă	Oțel	Sleb	Tablă groasă	Tablă la rece
Preț de cost	100	150	166	197	268	335
Ivestiții	100	145	155	194	310	366
Raport	100	103	107	102	87	92

Această problemă necesită să fie adîncită, deoarece corelația dintre prețul de cost și investiții este de cele mai multe ori ascunsă atunci cînd se face abstracție de investițiile conexe și de cele din fazele tehnologice anterioare.

Dacă acest rezultat s-ar dovedi valabil în siderurgie și în alte ramuri, concluziile care s-ar putea trage ar avea o deosebită semnificație.

EXTRASE

Progrese recente în aplicarea vidului în metalurgie. În : Rev. de Métallurgie, nr. 2, februarie, 1963.

Autorul trece în revistă diferitele procedee de întrebuințare a vidului în obținerea metalelor și insistă asupra noilor aplicații și asupra perspectivelor de viitor.

In tratamentul cu vid al oțelului se procedează în felul următor : oțelul elaborat prin procedeele clasice este supus acțiunii vidului în scopul de a reduce conținutul în hidrogen și prin aceasta sensibilitatea la formarea fulgilor. Acest tratament se poate efectua în oală sau prin turnare directă în vid.

Tratamentul oțelului în oală constă în a introduce oala în care s-a turnat oțelul — prin elaborare clasică — sub un clopot sau într-o incintă în care s-a făcut vid. Se întîmpină însă o dificultate în sensul că numai straturile superficiale sînt degazate, presiunea ferostatică opunîndu-se degajării gazului de la o anumită adîncime și curenții de convecție nefiind suficienți pentru a asigura o împrospătare a suprafețelor. Tratamentul în oală dă rezultate bune prin insuflarea unui gaz neutru ; s-au propus două procedee : folosirea elevatorului cu vid și circularea sub vid.

Elevatorul sub vid funcționează după principiul arătat în figura 1. Un rezervor închis legat la un sistem de pompare comportă un tub în care oțelul se ridică, cînd s-a făcut vidul, pînă la o înălțime corespunzătoare presiunii atmosferice, exemplu 140 cm. In acest rezervor, cînd se găsește în poziția arătată în partea stîngă a figurii, oțelul este supus acțiunii vidului și prezintă o puternică fierbere datorită atît reacției carbonului și oxigenului cît și micșorării solubilității gazelor. Ridicînd recipientul — așa cum se arată în dreapta figurii — oțelul recade în oală. Mișcări alternate de jos-sus și sus-jos permit să se trateze pe fracțiuni tot oțelul din oală. Bineînțeles, că sînt dificultăți tehnologice relative la comportarea materialelor refractare și în special la răcirea oțelului ; aceasta se remediază încălzind recipientul de tratare.

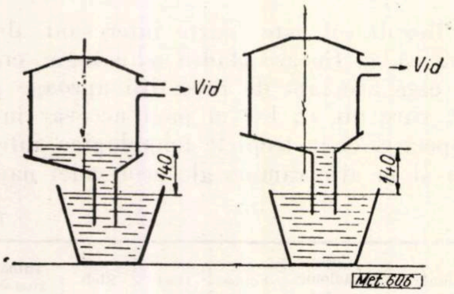


Fig. 1

Rezultatul tratamentului este o micșorare a conținutului în hidrogen sub cea susceptibilă formării fulgilor și o scădere a conținutului în oxigen cu o repartiție mai omogenă a incluziunilor rămase.

In procedeul circulării sub vid, oțelul este aspirat în mod continuu, datorită unui gaz de antrenare într-un recipient susținut sub vid, și recade apoi în oală printr-un tub de evacuare. Figura 2 arată schema operației. Oțelul se ridică în recipient ca urmare a presiunii atmosferice (fig. 2), circulația este asigurată datorită gazului de antrenare. Acest gaz se ridică în tub mărind volumul și antrenează gazul dizolvat ; în recipient ajunge un amestec din o parte oțel și zece părți gaz. Dificultatea relativă la răcirea oțelului este remediată încălzind oțelul cu ajutorul unui transformator așezat pe ramura descendentă.

În privința turnării sub vid, procedeul este binecunoscut și răspîndit pe scară largă. Experiența cîștigată în acest domeniu este concludentă, singura dificultate rămînînd alegerea celui mai convenabil dintre procedee.

Elaborarea în vid (topire și turnare) s-a răspîndit mult în ultimii 10 ani, folosindu-se cuptoare cu inducție și cuptoare cu arc cu electrod consumabil.

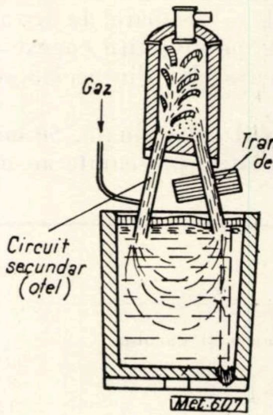


Fig. 2

Cel mai nou cuptor este cel cu bombardament electronic în care energia pentru topire nu este furnizată de arc, ci de fascicule de electroni. Acest procedeu este mai simplu decît topirea cu arc, căci permite să se efectueze mai bine topirea și să mențină baia în stare lichidă atît timp cît este necesar pentru ca acțiunea vidului să fie completă.

Procedeul de elaborare în vid se folosește pentru acele metale care nu pot fi topite prin altă metodă din cauza marii lor reactivități și a consecințelor supărătoare ce le pot avea impuritățile.

Beriliul, niobiul, titanul, zirconiul și molibdenul nu pot fi obținuți cu un grad de puritate satisfăcător decît prin topire în vid.

Pentru celelalte metale obținute normal prin procedee de topire, clasice, purificarea sub vid provoacă o îmbunătățire a anumitor proprietăți și lărgește astfel posibilitățile de întrebuințare. Este cazul metalelor feroase și a aliajelor pe bază de nichel, cobalt sau crom.

Turnarea sub vid își găsește aplicarea în esență pentru trei categorii de oțeluri.

1. Oțelurile pentru rulmenți prezintă rezultate mai bune în ceea ce privește durata în serviciu prin topire sub vid. În figura 3 este prezentat cazul rulmenților cementați. O îmbunătățire se constată și în cazul oțelului clasic 1% C și 1,5% Cr, atribuită unei impurități mai înaintate a metalului.

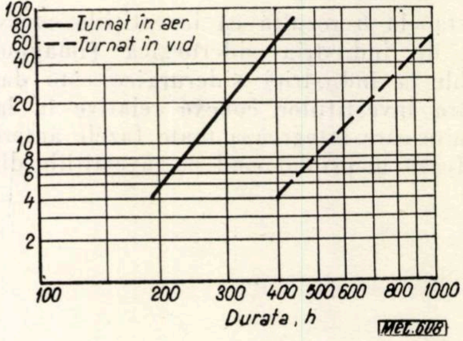


Fig. 3

2. La oțelurile de mare rezistență care trebuie să-și păstreze o bună ductilitate cu limite elastice și sarcini de rupere ridicate, s-a constatat că topirea sub vid provoacă o ridicare senisibilă a caracteristicilor de ductilitate și a limitei la oboseală. Figura 4 reproduce rezultatele în ceea ce privește stricțiunea pentru oțelurile de tip SAE 4340 conținînd : C — 0,4%, Mn — 50,70% ; Ni — 1,8% ; Cr — 0,8% ; Mo — 0,25% pe epruvete longitudinale (L) și transversale (T).

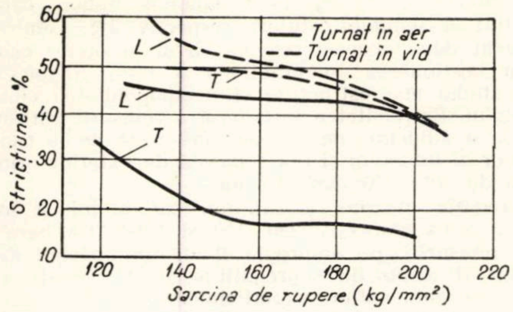


Fig. 4

M. S.

Dezoxidarea și alierea în oala de turnare a oțelurilor elaborate în cuptorul electric acid.

(1) Izvestia vîsșih ucebnîh zavedenii, nr. 4, 1963, p. 50—55

La uzina „Răscoala din ianuarie" din Odesa, unde se elaborează oțel de turnătorie în cuptoare electrice acide de 3—5 t, B. H. Han și E. D. Taranov (1) au experimentat și au obținut rezultate bune la dezoxidarea cu mangan și cu siliciu și alierea cu mangan în oala de turnare.

Astfel, oțelul 25L se dezoxidează introducînd ferosiliciul și aluminiul în oala de turnare, înainte de a începe evacuarea oțelului din cuptor, iar feromanganul se adaugă în jetul de metal de pe jgheab după ce oala s-a umplut ¼ din volumul ei. Adaosul de feromangan se termină înainte de apariția zgurei în cuptor.

Feromanganul și ferosiliciul se adaugă în bucăți pînă la 80 mm.

Se obține astfel o scădere a consumului de feromangan de 30—35% și de ferosiliciu de 50—55%, analiza finală a oțelului fiind obținută în limite foarte strîmte (0,02—0,03%).

De asemenea, se obține o scădere a conținutului de P și S din oțel, datorită pe de o parte faptului că se folosesc cantități mai mici de feroaliaje și, pe de altă parte, acțiunea desulfurantă a manganului în oală este mai puternică datorită lipsei zgurei acide.

S-a reușit, de asemenea, să se facă și alierea în oala de turnare la oțelurile 35GL, cu mangan pînă la 1,2%. In acest caz, circa 1/4—1/3 din cantitatea necesară de feromangan s-a introdus în oală o dată cu ferosiliciul și aluminiul, restul fiind dat pe jgheab.

Economia de feromangan și de ferosiliciu este aceeași ca și în cazul precedent.

Scăzînd conținutul de P și S, reziliența a crescut la 7,2 kgfm/cm² față de 5,35 kgfm/cm² la alierea în cuptor.

La uzina „Bolșevik" din Kiev s-a experimentat alierea cu mangan în oală și la oțelul inoxidabil cu compoziția 0,22% C ; 4—6,5% Mn ; 1,0% Si ; 17—20% Cr ; 3,5—5% Ni și sub 0,04% P și S.

La aceste oțeluri se folosește o cantitate de 8—10% feromangan afinat din greutatea oțelului. Făcînd alierea în cuptor, arderea de mangan este mare și compoziția oțelului obținut nestabilă, conținutul de mangan variind între 2,5—5,7%.

Introducîndu-se 40—50% din feromanganul necesar în oala de turnare (restul introducîndu-se în cuptor), în bucăți mici, și încălzindu-se o dată cu oala la 700—800°C, și evacuînd oțelul fierbinte (1 680—1 700°C), se realizează o ardere de mangan în medie de 34% față de 54% în cazul alierii în cuptor.

Făcînd alierea integral în oală, arderea este de numai 15—18%, însă în acest caz există pericol de răcire prea puternică a oțelului.

Conținutul de Mn în oțelul finit, la alierea parțială în oală, a variat între 4,1—4,7%.

Calitatea oțelului obținut pe această cale a fost aceeași cu a oțelului aliat în cuptor.

S. V.

Intensificarea funcționării cuptoarelor Martin fără folosirea oxigenului.

În : Izvestia vîssih ucebnîh zavedeniii, nr. 4, 1963, p. 150—155.

V. S. Kocio și colaboratorii săi au analizat economicitatea metodelor de intensificare a funcționării cuptoarelor Martin, cu oxigen și cu aer comprimat, la uzina „Komunard" (U.M.K.) și „Zaporojstali", unde se folosesc ambele metode.

La U.M.K., prin introducerea aerului comprimat în chesonul de gaz, s-a micșorat cota de gaz de furnal, lucrîndu-se cu un bigaz, cu 3 500—4 200 kcal/Nm³. Totodată, excesul de aer de ardere se reglează astfel ca în perioadele de încărcare și încălzire α = 1, în perioadele de topire și afinare crescînd la 1,2—1,3, putînd crește la 1,4—1,6 atunci cînd din baie se degajează intens CO.

Astfel, s-a obținut o creștere a temperaturii în cuptor cu 50—80°C, apropiindu-se de cuptoarele care folosesc aer îmbogățit cu oxigen.

Folosirea aerului comprimat în flacără îmbunătățește organizarea flăcării și contribuie la creșterea încărcării termice a cuptorului.

Prin introducerea aerului comprimat de la o turbină se micșorează obligatoriu cantitatea de aer care trece prin camera regeneratoare, deci de aer cald. Cantitatea de aer rece de turbină trebuie să fie astfel reglată, încît creșterea de temperatură datorită organizării mai bune a flăcării să compenseze pierderea datorită înlocuirii unei cantități de aer cald cu aer rece.

Nerespectarea acestui deziderat a făcut ca la unele uzine, unde s-a folosit aceeași cantitate de aer comprimat ca la U.M.K., însă cu viteză mai mică (circa 50 m/s), rezultatele obținute să fie slabe, provocîndu-se chiar o creștere a consumului specific de combustibil.

Se folosește această metodă la cuptoare de 250 t și de 500 t, complet bazice, rezultînd o creștere a productivității cuptoarelor cu 8—12% și o economie de combustibil de circa 12%. Aceasta se realizează prin micșorarea duratei perioadelor de încărcare, încălzire, topire.

Prin introducerea, prin țevi așezate pe laturile chesonului (ca la introducerea oxigenului), a aerului comprimat în compresor (la 4 at.), pe lîngă cel introdus în cheson, de la turbină, a apărut posibilitatea măririi suplimentare a încărcării termice cu 10—15%, fără a înrăutăți calitatea flăcării.

Folosirea numai a aerului de compresor (fără cel de turbină) înrăutățește organizarea flăcării, ridicînd-o spre boltă.

Cantitatea de aer de compresor introdusă pe oră a fost, la cuptorul de 250 t, de 3 000 Nm³ și la cuptorul de 500 t, de 4 000 Nm³.

Folosirea simultană a aerului de turbină și de compresor mărește productivitatea cuptoarelor cu cel puțin 15—18% și realizează o economie de combustibil de circa 15%. Folosind aer îmbogățit cu oxigen pînă la 25% se realizează o creștere a productivității cuptoarelor de 20% și o scădere a consumului de combustibil cu 15%. Prin urmare, ținînd seamă de cheltuielile de investiții și întreținere pentru instalațiile de fabricare și transport al oxigenului, folosirea acestuia în condițiile de mai sus nu apare ca rațională.

Această metodă poate fi îmbunătățită prin suflarea aerului și în baie în timpul afinării, ceea ce dă posibilitatea micșorării duratei de topire prin folosirea unei încărcături cu carbon mai ridicat.

Aceasta necesită instalarea de compresoare care să asigure aer comprimat la 8 at, un debit de 100 Nm^3/t oțel și turbine care să dea aer comprimat la 1,5 at. cu un debit de 150 Nm^3/t.

Utilizarea combinată a aerului de compresor și turbină dă posibilitatea creșterii în continuare a productivității cuptoarelor Martin prin mărirea încărcării termice cu 30—40%.

S. V.

Producerea oțelului semicalmat St 5 s.c. pentru armăturile construcțiilor din beton armat. În: Stal, nr. 4, 1963, p. 20—21.

În anul 1961, la una din uzine a început elaborarea oțelului semicalmat St 5 s.c., a cărei tehnologie, pînă la faza de dezoxidare, era aceeași ca și în cazul elaborării oțelului calmat St 5.

Pentru a asigura un conținut stabil de siliciu în oțelul gata, evacuarea oțelului s-a făcut fără o prealabilă dezoxidare cu ferosiliciu, în cuptor. După realizarea conținutului necesar de carbon, în cuptor s-a introdus cantitatea necesară de feromangan, iar evacuarea s-a făcut după 5—15 minute.

Dezoxidarea în oală a primelor șarje s-a făcut după două variante:

I — cu 2,0—2,8 kg/t de ferosiliciu 45%;
II — cu 1,0—2,0 kg/t de ferosiliciu 45% și 100—150 g/t aluminiu.

Prima variantă a dat rezultate mai bune în ceea ce privește gradul de dezoxidare, calitatea suprafeței și microstructura. Aceasta a permis utilizarea ei și în șarjele următoare.

Pentru a reduce arderea feromanganului adăugat în baie, o serie de șarje au fost conduse cu dezoxidare în cuptor, utilizînd în acest scop o cantitatea de ferosiliciu corespunzătoare introducerii în oțel a 0,15% Si (fără considerarea arderii), iar în oală s-a introdus 0,9—1,0 kg/t ferosiliciu 45%.

Oțelul s-a turnat prin sifon pe poduri de turnare de cîte patru cochilii direct conice fără maselotă, obținîndu-se lingouri de 7,3 t. Rezultatele optime din punctul de vedere al calității suprafeței și macrostructurii s-au obținut la viteze de turnare mărite cu o suprafață curată a oglinzii oțelului din cochilie, dar fără fierbarea oțelului în vecinătatea pereților. S-au obținut astfel sufluri superficiale, putînd fi eliminate o dată cu țunderul.

O dezoxidare incompletă, constatată în timpul turnării primului pod, putea fi corectată la podurile următoare printr-un adaos de 50—150 g aluminiu (pentru un pod) dat prin pîlnia de turnare.

Un oțel dezoxidat normal se recunoaște după încetarea scînteierii la 10—20 s după turnare și formarea unei cruste netede sau ușor bombate.

Trecerea la elaborarea oțelului semicalmat în locul celui calmat nu a fost însoțită de dificultăți.

Lingourile turnate au fost menținute pe pod timp de 20 min, iar peste o oră au fost scoase din cochilii și introduse în cuptoarele adînci. Șutajele de la capul și piciorul fiecărui lingou, după laminare la bluming, au reprezentat 2—4% (s-a eliminat numai capătul zdrențuit al semifabricatului), respectiv 3%. Laminarea s-a făcut după aceeași schemă ca și la oțelul calmat.

Prin secționarea longitudinală a unui lingou s-au putut studia macrostructura și neomogenitatea chimică a oțelului. Extremitatea inferioară a retasurii pătrundea pînă la o adîncime de 550 mm măsurată de la capătul superior al lingoului și era separată de exterior printr-o crustă de 200—250 mm grosime.

Segregația maximă a sulfului, carbonului și fosforului a atins respectiv 220, 160 și 150% (la baza conului retasurii), pe amprenta Baumann apărînd destul de clar și dispoziția segregațiilor în V. Crusta exterioară prezenta sufluri superficiale.

Macrostructura și neomogenitatea chimică a oțelului laminat au fost studiate pe nouă șaibe transversale de 104X104 mm tăiate la distanțe egale de-a lungul întregului semifabricat obținut din lingoul studiat. Șpanul pentru analiza chimică a fost preluat prin rabotarea întregii secțiuni a fiecărei șaibe. S-a constatat că segregațiile de C, S și P nu au depășit respectiv ± 0,02, ± 0,003 și ± 0,004%, adică la fel ca în cazul oțelului carbon.

Suprafața blumurilor — cu excepția unor rupturi izolate la distanțe sub 500 mm de la capul lingourilor insuficient dezoxidate — a fost curată. Nu s-au constatat stratificări pe profilul finit.

Studierea proprietăților mecanice s-a făcut pe cinci șarje, probele preluîndu-se la nouă niveluri tăiate din profilurile I nr. 18 și 20. Pentru o mai bună comparabilitate, șarja unui cuptor a fost evacuată într-o oală ca oțel calmat, iar într-o a doua — ca oțel semicalmat.

Cu excepția nivelurilor situate la 16—30% de la capul lingoului — pentru rezistență și la 16—20 pentru reziliență, care au arătat o oarecare diminuare a proprietăților respective la oțelul semicalmat, în comparație cu cel calmat, la restul probelor nu s-au înregistrat deosebiri esențiale.

La temperaturi sub 0° și după o îmbătrînire artificială, reziliența oțelului semicalmat a fost întrucîtva redusă, în comparație cu oțelul calmat.

În urma cercetării efectuate s-au întocmit instrucțiuni tehnologice de elaborare și turnare a oțelului semicalmat St 5 s.c. pentru armăturile construcțiilor din beton armat.

În concluzie, trecerea de la oțelul St 5 la oțelul St 5 s.c. a avut drept efect o reducere cu 8,5—9,5% a consumului specific de lingou pe tona de laminate și o economie de 4—5 kg ferosiliciu 45% și 250 g aluminiu pe tona de oțel turnat. Temperatura de introducere în cuptoarele adînci a lingourilor semicalmate, în urma reducerii timpului de menținere în cochilie, a crescut cu 40—50°.

Efectul economic total al trecerii la oțelul semicalmat St 5 s.c. este o economie de 3,84 ruble pe tonă.

A. C.

INOVAȚIE

EXTRUZIUNEA INVERSĂ

Este una dintre inovațiile mai importante aplicate în anul 1962 în uzinele „23 August" la secția forjă.

Matrițarea bucșelor de bielă pentru motorul M.G. 190 de 450 CP prin extruziunea inversă a fost realizată de un colectiv format din ing. Walter Olteanu, ing. Vasile Jerca și maistrul principal Antonache Hristache.

Inovația constă într-un sistem de matrițe foarte original concepute; deși aparent par complicate, în realitate prezintă un mod de funcționare relativ simplu (fig. 1: *1* — șurub, *2* — matriță superioară, *3* — poanson, *4* — locaș în matriță, *5* — tijă, *6* — limbă, *7* — pastilă, *8* — bulon, *9* — aruncător, *10* — pîrghie, *11* — locaș în matriță, *12* — matriță inferioară).

Semifabricatul de pornire îl constituie o bară cu diametrul de 75 mm de BzA110 (STAS 203—59), debitată la lungimea de 45 mm (este indicat să se păstreze toleranțe strînse la debitarea materialului de pornire).

Matrițarea bucșei se face în două faze, necesitînd în mod obligatoriu cel puțin două lovituri de ciocan.

În prima fază se scoate materialul încălzit într-un cuptor de forjă la o temperatură de 800—850°C, după ce în prealabil locașul de extruziune al matriței inferioare *12* a fost uns cu ulei grafitizat; se introduce materialul încălzit în locașul de extruziune, apoi se introduce limba de reținere *6*, și, în prima fază, la prima lovitură, sub presiunea poansonului *3* exercitată prin lovitura unui ciocan matrițor de 2 000 kg, se realizează extruziunea inversă a materialului.

În faza a doua, după ce limba de reținere *6* a fost retrasă, se pregătește a doua lovitură de ciocan. Pregătirea constă în adăugarea, la partea superioară a tijei *5*, a unui adaos de material de formă paralelipipedică, prin intermediul căruia se transmite forța de lovire (la a doua lovitură de ciocan) de la matrița superioară *2* la tija *5*; mai departe, pîrghia *10* împinge aruncătorul *9* care, la rîndul său, ridică materialul extrudat din matrița inferioară *12*.

La a doua piesă, succesiunea tehnologiei de matrițare se repetă. Cele două faze se execută într-un timp de două minute.

Avantajele procedeului de matrițare prin extruziune inversă sînt: vibraj continuu; o mai bună compactitate a materialului; economie de material deficitar; economie de manoperă la prelucrări.

Consumul specific de material înainte de inovație era de 4 kg/buc., iar după inovație s-a redus la 2,2 kg/buc.

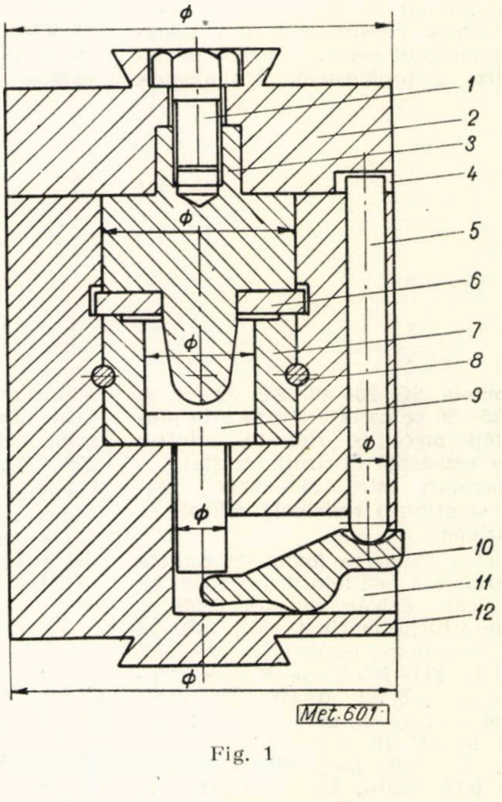


Fig. 1

Economia de material și manoperă/buc. este de 44 lei. În cursul anului de aplicare a inovației s-au executat 10 000 bucșe de bielă, la care s-a realizat o economie totală de 440 000 lei.

I. N.

RECENZIE

M. SKORBINSKI — **Proiectarea proceselor tehnologice în turnătorie** (Proiectirovanie tehnologhiceskih proțessov v liteinom proizvodstve). Moscova, Mașghiz 1963, 551 pagini, 480 figuri.

Această lucrare a profesorului Skarbinski de la Politehnica din Varșovia, cunoscut specialiștilor noștri prin monografia sa: „Construcția pieselor turnate" (tradusă de asemenea în limba rusă), este cea mai completă din literatura tehnică mondială privind domeniul proiectării proceselor tehnologice în turnătorii. Se știe că în turnătorii, spre deosebire de atelierele mecanice prelucrătoare, încă nu există o metodă unică, rațională, de proiectare a tehnologiei de turnare, nu sînt elaborate instrucțiuni tehnologice pe baze științifice.

În general, literatura de specialitate privind această problemă este săracă. Lucrările lui Russian și Vasilevski sînt de mult epuizate. Din acest motiv, considerăm că apariția monografiei prof. Skarbinski în limba rusă este binevenită.

Monografia recenzată are drept scop să stabilească metodele de elaborare a proceselor tehnologice din turnătorii și să dea proiectanților datele necesare privind metodele existente de elaborare a proiectelor.

În cele șapte părți și 28 capitole, se tratează: desfășurarea procesului de proiectare a fabricației pieselor turnate (partea întîi), proiectarea proceselor de executare a pieselor turnate în forme de nisip și forme metalice (partea a doua), executarea modelelor și formelor metalice (partea a treia), proiectarea proceselor de elaborare a metalului, de pregătire a amestecurilor de formare și miez și de tratament termic al pieselor turnate (partea a patra), documentarea tehnologică și proiectarea proceselor tehnologice pentru piese tipizate (partea a cincea), analiza timpilor de fabricație (partea a șasea) şi a economicităţii procesului tehnologic (partea a şaptea).

În lucrare se dă o atenţie deosebită analizei construcţiei pieselor turnate din punctul de vedere al tehnologiei de turnare, al problemelor tehnologice legate de configuraţia şi dimensiunile pieselor, al elaborării desenelor tehnologice pentru modele şi forme metalice.

În lucrare se expune pe larg mai ales procesul de elaborare a desenelor piesei turnate, modelului şi formei, pornind de la ideea că desenul tehnic constituie pentru tehnicieni mijlocul cel mai eficace de lămurire a problemelor tehnologice.

Capitolele privind organizarea şi normarea muncii în turnătorii, precum şi determinarea preţului de cost al piesei turnate prezintă un mare interes, deoarece prin felul cum sînt tratate (prin folosirea de nomograme şi diagrame) contribuie la formarea unei orientări juste în alegerea proceselor tehnologice optime.

Lucrarea cuprinde numeroase date cu caracter tehnologic din domeniul maşinilor de formare şi miezuire, al metodelor speciale de turnare etc. În general, autorii a insistat mai puţin asupra materialelor care sînt deja expuse în îndrumare.

Lucrarea este bine sistematizată. Poate că anumite părţi, foarte pe scurt şi tangenţial tratate (de exemplu partea a patra privind elaborarea metalului şi tratamentul termic al pieselor turnate) era mai bine să nu fi fost de loc incluse.

Monografia prof. M. Skarbinski este destinată tehnologilor, cadrelor didactice şi studenţilor de la facultatea de metalurgie. Consider că traducerea, eventual prescurtată, a acesteia va fi de un real folos specialiştilor noştri.

L. Sofroni

INFORMAȚII

Fontele SC 28—48, SC 32—52 şi SC 35—56 se caracterizează prin proprietăţi mecanice ridicate, printr-o mare rezistenţă la uzură, creştere la temperaturi între 400—500°C, precum şi printr-o rezistenţă ridicată la coroziune.

Pentru obţinerea fontei de calitate superioară a fost folosit procedeul cu modificare dublă: cu oţel lichid şi cu ferosiliciu măcinat (75% Si). În oala de turnare, încălzită în prealabil pînă la 400—500°C, se toarnă, luîndu-se din cubilou, 70—80% din porţia fontei cenuşii obişnuite, de la Fc 12 pînă la FC 18, care conţine 3,1—3,5% C; 2,0—2,4% Si; 0,6—1,0% Mn; 0,15—0,20% P; 0,5—0,076% S. De pe suprafaţa fontei se îndepărtează cu grijă zgura. Apoi în această oală din cuptorul electric sau din oala de turnat oţel se adaugă oţel carbon cu o temperatură de 1 550—1 600°C, în cantitate de 20—25% faţă de greutatea fontei; concomitent se adaugă sub jetul de oţel din oala cu fontă o cantitate de 0,4—0,5% ferosiliciu (Si 75), în bucăţi cu mărimea de la 15 pînă la 40 mm. După dubla modificare, fonta rămîne în oală timp de 5—10 min, amestecîndu-se cu o bară metalică pentru dizolvarea ferosiliciului, degazarea fontei, ieşirea la suprafaţă a incluziunilor nemetalice şi obţinerea temperaturii necesare turnării. Efectul modificării se păstrează timp de 40—50 min, în cursul căruia trebuie să fie terminată operaţia de turnare a fontei în forme.

Fonta astfel obţinută posedă o structură perlitică şi o rezistenţă uniformă pe întreaga secţiune a piesei turnate.

Cu ocazia examinării unui lingou de 1 600 mm nu s-a observat nici o diferenţă esenţială în structură şi duritate, atît la suprafaţa cît şi la mijlocul lui. Dubla modificare este un proces elastic şi nu cere o dozare de oţel rigidă. Prelucrarea fontei modificate nu provoacă nici un fel de complicaţii, duritatea HB fiind de 229—241.

Pentru obţinerea unor rezultate stabile pentru fontele FC 35 şi FC 38 se recomandă a se mări conţinutul de mangan din fonta modificată pînă la 1,1—1,4%.

★

Prezenţa plumbului sau a antimoniului în fontă, în cantităţi de ordinul 0,01—0,02% pentru Pb şi 0,1% pentru Sb, duce la scăderea rezistenţei σ_r cu 20—30% la epruveta cu diametrul de 30, şi 45—60% la epruveta cu diametrul de 90. Cauza o constituie apariţia unui grafit intercelular, foarte fin şi ramificat în cazul Sb, şi a unor reţele de grafit de suprafuziune cu ochiuri neregulate, foarte fine, plasate în mozaic în jurul celulelor eutectice, în cazul Pb.

★

Recuperatorul C.T.I.F. se prezintă ca un schimbător monotubular de căldură de diametru mare, care înlocuieşte coşul de evacuare a gazelor arse din cubilou, cu care formează un grup constructiv unitar. Fiind prevăzut, în plus, cu un arzător independent, asigură preîncălzirea aerului la circa 500°C. La un consum egal de cocs se obţine o supraîncălzire a fontei de 100°C sau o economie de 30% cocs pentru aceeaşi temperatură a metalului.

★

Prin introducerea unui policromator de vid cu fluorină „Polyvac", care detectează prezenţa a 12 elemente într-o probă de oţel în mai puţin de 3 min, durata unei şarje la un cuptor electric de 3 t — folosit la elaborarea oţelurilor aliate — a fost redusă cu 45 min, iar productivitatea elaborării a crescut cu 20%.

Ca urmare a rapidităţii analizei se asigură un control îmbunătăţit al băii şi al compoziţiei oţelului înalt aliat şi se realizează o dozare precisă a elementelor de aliere, ceea ce permite să se economisească materii prime costisitoare. Proba fiind luată la sfîrşitul perioadei de dezoxidare, cînd baia se află la temperatura maximă, rapiditatea efectuării analizei permite să se folosească căldura reziduală pentru a topi adaosurile finale, ceea ce asigură economii de energie electrică şi de materiale refractare, deoarece durata în care cuptorul se află la această temperatură ridicată este astfel redusă.

Proba care se ia la sfîrşitul perioadei de dezoxidare este turnată într-o formă de cupru formînd un calup de 43 mm diametru şi 125 mm lungime. Această probă este transportată în laborator, unde se taie, cu ajutorul unui disc abraziv, o bucată de 25 mm, care este netezită pe o faţă la polizor. Proba este introdusă în aparat, iar rezultatele sînt arătate pe un dispozitiv electric şi, simultan, sînt imprimate de o maşină de scris.

Se fac două citiri pentru fiecare probă şi se ia media pentru fiecare element. Imprimările se prezintă sub formă de mărimi digitale care sînt convertite în procente prin referire la un grafic sau în mod automat cu ajutorul unui mic calculator electronic, imprimarea procentelor din fiecare element făcîndu-se tot cu ajutorul unei maşini de scris.

Aparatul Polyvac are trei părţi principale: agregatul de alimentare, spectrometrul şi dispozitivul electric; ca echipament auxiliar este prevăzut cu pompe de vid, maşină de scris automată şi cu aparate de măsurat pentru înregistrarea şi interpretarea rezultatelor.

În camera de descărcări a aparatului se menține o atmosferă inertă, admițînd un curent continuu și slab de argon (0,25 l/min). După ce proba a fost fixată pe standul de descărcări și butonul de pornire a fost apăsat, curentul de argon este declanșat cu circa 10 s înainte de începerea descărcării. Lumina provenită de la scînteierea probei trece printr-un sistem de lentile și este colectată sub forma unei sarcini într-un condensator din dispozitivul electric; cu ajutorul unui integrator, mărimea de ieșire a condensatoarelor este însumată, iar potențialele rezultate sînt măsurate și apoi înregistrate de o mașină de scris automată.

Agregatul de alimentare furnizează două feluri de descărcări: la tensiune joasă și la tensiune înaltă.

Spectrometrul are o stabilitate ridicată, camera de vid avînd o construcție masivă și fiind montată pe suporții antivibratori.

*

Firma Reynolds Metals Co. (S.U.A.) a elaborat un nou procedeu deosebit de ieftin și de rapid pentru a produce tablă de aluminiu prin laminarea granulelor de aluminiu avînd dimensiuni mai mici decît 2—4 mm.

Noul procedeu asigură o producție masivă și rapidă de tablă de aluminiu cu un minimum de utilaj cu investiții specifice și costuri de exploatare mult reduse față de instalațiile clasice de laminare. Procedeul implică turnarea unor granule mici elipsoidale prin curgerea metalului topit printr-un cilindru perforat care se rotește. Granulele rezultate sînt transportate pneumatic la un cuptor de preîncălzire, unde sînt încălzite timp de cîteva secunde pînă la temperatura de laminare, după care sînt laminate direct sub formă de tablă compactă și de calitate superioară.

Un alt avantaj față de metodele clasice de laminare a lingourilor este producerea unor suluri de tablă de aluminiu de lungime nelimitată și cu variații minime de gaze.

Nu pare să existe o limită aparentă în ce privește elementele de aliere sau lățimea tablei care poate fi laminată prin noua metodă.

Atît consumurile de energie electrică și combustibil, cît și manopera sînt substanțial reduse; ca o dovadă în acest sens, granulele de aluminiu sînt preîncălzite numai cu cîteva secunde înainte de laminare, în timp ce lingourile laminate prin metode clasice trebuie să fie încălzite cîteva ore.

*

Mișcarea de inovații proprie orînduirii socialiste s-a dezvoltat puternic în țara noastră în anii puterii populare cuprinzînd mase tot mai largi de oameni ai muncii. Inovatorii de la uzinele „23 August“ au adus o contribuție însemnată în economia națională, înregistrînd la cabinetul tehnic un număr de 8 417 propuneri de inovații, din care s-au aplicat în producție 5 241 cu un efect economic de peste 80 000 000 lei.

În anul 1962 s-au înregistrat la cabinetul tehnic un număr de 815 propuneri de inovații, din care s-au aplicat în producție 567, care au adus uzinelor economii antecalculate în valoare de 7 650 613 lei, pentru care s-au plătit recompense în valoare de peste 615 000 lei.

CRONICĂ

Expoziția industrială italiană

Între 6 și 15 iulie a.c. a fost organizată la București de către Institutul Național de Comerț Exterior din Roma — expoziția industrială „Italia produce“.

Aceasta este a doua expoziție italiană organizată pînă acum în București, în cadrul prieteniei tradiționale între cele două țări.

Expoziția din acest an s-a caracterizat printr-un conținut pronunțat industrial și totodată extrem de variat.

S-au prezentat 167 de firme cu un număr însemnat de exponate din sectoarele industriale, avînd o gamă largă de produse.

Expoziția a fost organizată pe o suprafață de 9 000 m^2 cuprinzînd două pavilioane: unul fiind pavilionul mare de expoziții al orașului București, al doilea fiind un pavilion nou metalic construit special în acest scop de către Institutul Italian de Comerț Exterior.

Cea mai mare parte a expoziției a fost destinată sectorului metalurgiei și al construcțiilor de mașini, urmînd apoi sectorul de mecanică de precizie, sectorul industriei textile, de pielărie, alimentară, electrotehnică, de produse agricole și artizanat.

Printre articolele expuse, cele care se află pe primul loc și care au stîrnit un viu interes printre vizitatori, au fost produsele firmei Fiat, într-o gamă variată de sortimente: autoturisme de diferite capacități, camioane, furgoane, tractoare etc.

Au putut fi văzute de asemenea mașini pentru industria electrotehnică, textilă, mașini pentru prelucrarea maselor plastice și a cauciucului, mașini pentru industria alimentară și a pielăriei.

Au mai fost expuse diverse motoare, pompe, instrumente de precizie, instrumente electrice și electronice, mașini de scris și mașini de calculat.

Expoziția a mai conținut și produse industriale diverse ca: produse textile, chimice, alimentare.

Se prezintă în continuare cîteva exemple dintre exponate, și anume:

— Seria de mașini vulcanizatoare M.D.A.P. 8, pentru fabricarea încălțămintei pentru muncitori, cu și fără vîrf de oțel, prezentate de firma S.I.R.C.E.—Varese.

— Matrița Triulzi alături de care erau expuse cîteva piese executate cu această matriță la noi în țară.

Foarte interesante — pentru industria metalurgică — sînt fotomontajele prezentate de firma Innocenti care fabrică instalații de laminat profile, table, țevi. Astfel s-au putut vedea: prese de probat multiple pentru țevi, reductor-alungitor, mașina de îndreptat țevi. Tot în acest domeniu merită amintite produsele firmei Lindberg, și anume: cuptoare de tratament termic în atmosferă controlată pentru recoaceri și normalizări.

Expoziția industrială italiană organizată în acest an la București a fost vizitată zilnic de un mare număr de cetățeni, realizîndu-se în acest fel un larg schimb de experiență în toate ramurile industriale.

C. M.

Giesserei Praxis Nr. 1/1963 — *R. A. Duff* și *J. Buchanan* — Automatizarea în turnătoriile de oțel cu producție unicată sau de serie mică; *H. Reininger* — Exemple de corectare a amestecurilor de formare; *H. J. Dietz* — Pregătirea lucrului în turnătorie; Nr. 2/1963 — *I. G. Pearce* — Fonte aliate în Anglia; *K. Röhrig* — Cupru în fonte; *E. Brunhuber* — Metode de turnare cu modele pline; Nr. 3/1963 — *H. Lüling* și *K. Gut* — Oțel turnat cu caracteristici magnetice speciale; *Th. A. Wege* — Studiul proiectelor de turnătorii conform G.I.F.A. 1962; Nr. 4/1963 — *L. Morri* și *P. Morri* — Contribuții la cercetarea oboselii aliajelor de aluminiu turnate în cochilii; *R. S. Bushnell* — Rășini pentru miezuire; *H. Reininger* — Influența unei cantități variabile de apă asupra coeziunii amestecurilor; *R. L. Wilcox* — Aliaje de zinc de înaltă puritate pentru turnarea sub presiune; Nr. 5/1963 — *F. Vollmert* — Schimbarea conținutului de carbon în timpul topirii în cubilon; *E. Brunhuber* — Calculul atacului de turnare pentru turnarea alamei în cochilii, *V. Reinier* — Producerea pieselor mari turnate sub presiune; Nr. 6/1963 — *C. Pelhan* — Formarea grafitului eutectic în fonte; *H. Chase* — Linia tehnologică în turnarea sub presiune cu ciclu automat pornind de la instalațiile de dozare a metalului; *W. Simul* — Diagrama relațiilor între debitul de aer, combustia carbonului și randamentul topirii în cubilouri cu aer rece.

Neue Hütte Nr. 1/1963 -- *M. Ardenne* și colab. — Cuptor de 200 kW cu fascicul electronic, cu mai multe camere; *G. Popa* și colab. — Cuprare electrolitică în electrolit de *p.* fenol — sulfonat de cupru; *G. Wagner* — Echipamentul electric al instalațiilor pentru alimentarea liniilor de laminoare; *A. Knauschner* și *W. Maushake* — Dezvoltarea procedeului de încărcare cu sudură a cilindrilor de oțel pentru laminoare; *A. Knauschner* — Rezistența la uzură a cilindrilor de laminor de oțel încărcați și neîncărcați cu sudură; *K. F. Lüdemann* și *R. Zimmerman* — Determinarea conținutului minim de bor în oțelurile nealiate și aliate; *G. Ehrlich* și *K. Friedrich* — Încercări pentru determinarea conținutului de gaze în metalele cu punct de topire ridicat după procedeul de extracție la cald sub vid fără topire; *H. Horn* și *E. Kendler* — O nouă metodă cu combustie pentru determinarea precisă a conținutului de sulf în fonta brută de turnătorie; *W. Fischer* și colab. — O nouă metodă rapidă pentru determinarea colorimetrică a sulfului în metale; *S. Spauszus* și *C. Schwarz* — Determinarea complexometrică a sulfului prin metoda degajării; Nr. 2/1963 — *H. Berger* — Proiectarea bazinelor de decantare; *H. Müller* și colab. — Determinarea cu ajutorul statisticii matematice a parametrilor optimi care influențează productivitatea cuptoarelor Siemens-Martin; *K. Fellcht* și *K. Schneider* — Fabricația elicelor marine turnate din oțel cu 13% crom; *J. Uvira* — Tragerea la rece în pas de pelerin fără dorn, a țevilor fără sudură; *Z. Halás* — Un nou lubrifiant pentru tragerea țevilor, în special în cazul oțelurilor austenitice; *H. Tauscher* — Imbinări sudate pe oțeluri de îmbunătățire de mare rezistență; *H. Maschler* — Încercări de reziliență a oțelurilor; *J. Sternkopf* și *H. Richter* — Electrozi fuzibili pentru sudarea aliajelor NiCr rezistente la coroziune la temperaturi ridicate; *S. Spauszus* — Metode noi pentru determinarea manganului în oțel și feromangan; Nr. 3/1963 — *M. Ardenne* — Metalurgia și fizica aplicată; *K. Thinius* — Premisele de ordin chimic, fizic, tehnologic și economic pentru folosirea materialelor plastice în industria minieră și siderurgică; *K. Fellcht* — Cincisprezece ani de existență a uzinelor de laminoare. *Wilhelm Florin* din Henningsdorf, *H. Müller* — Determinarea parametrilor optimi care influențează productivitatea cuptoarelor Siemens-Martin cu ajutorul statisticii matematice; *Ed. Maurer* — Arbori forjați întregi pentru turbogeneratoare de mare putere; *W. Gilde* și *K. Paul* — Aliajul AlZnMg1 călibil și sudabil; Nr. 4/1963 — *M. Göhler* și *H. P. Schlag* — Folosirea economică a oțelului — calitatea superioară și ameliorarea produselor metalurgice; *H. Fielder* și colab. — Posibilități de influențare a purității oțelurilor de rulmenți, în ceea ce privește incluziunile de zgură; *A. Pflug* — Probleme în legătură cu utilizarea materialelor în uzinele de metale neferoase; *K. H. Weber* — Determinarea plasticității metalelor cu ajutorul plastometrului de torsiune; *H. E. Bergner* și *O. Müller* — Folosirea cilindrilor de diferite calități la laminarea profilelor de oțel; *H. Bittersmann* și *O. Kraner* — Metode de tratament aplicate în practică pentru prevenirea formării fulgilor; *G. Rassmann* și *O. Henkel* — Influența deformării la rece și a tratamentului de revenire asupra mărimii, formei și orientării acelor de martensită în aliajele Fe-Ni-Cr; *W. Richter* și *S. Lippmann* — Determinarea temperaturii și a conductibilității termice la temperaturi mijlocii și mari;

Giesserei Nr. 11/1963 — *K. Orths* — Raport anual pe 1962 al Institutului pentru tehnica turnării; *K. Traub* — Controlul economic cu ajutorul cheltuielilor normale marginale; *H. Springkämper* — Posibilități de calcul economic în turnătorii; *M. Graf* — Instalații de curățire cu apă cu considerații speciale de îndepărtare a miezului la piesele de oțel turnat; *G. Scherfke* — Economia circulației apei în instalațiile de curățire cu apă.

La Fonderie Belge nr. 3/1963 — *J. Van Eechem* și colab. — Încercări de orientare asupra determinării echivalentului în carbon la fonta cenușie prin înregistrarea curbei de solidificare; *R. Evrard* — Turnătoria de țevi de fontă.

Les mémoires scientifiques de la revue de métallurgie Nr. 4/1963 — *P. Legendre* și colab. — Despre încercările de oboseală la cald și joasă frecvență a aliajelor refractare pentru turbomașini; *G. Wyon* și colab. — Evoluția substructurilor de poligonizare a aluminiului sub influența ciclurilor termice la temperaturi maxime și minime; *A. Davin* și colab. — Difuzia cîtorva elemente de substituție în fier, nichel și cobalt; *N. Hansen* și colab. — Gaz rezidual în produsele aluminiu-alumine; *P. Gendrel* — Contribuții la studiul sistemului Fe-C-CH_4-H_2 și al solubilității carbonului în austenită.

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcțiilor de Maşini şi al Consiliului Național al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacția şi administrația, Bucureşti, str. Ion Ghica nr. 3, raion Tudor Vladimirescu, telefon : 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 026.002 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, M.M.C.M. — Oficiul de documentare şi publicații tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : lei 100 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 3458.

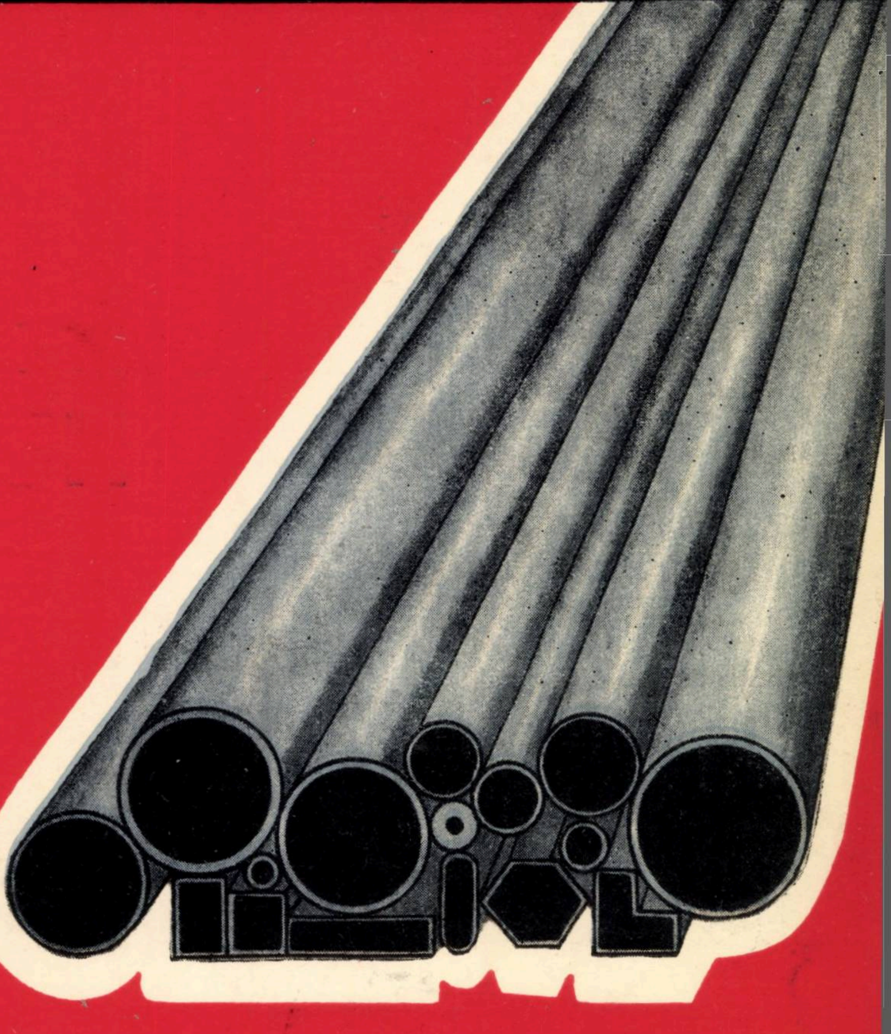
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1963

42 406

Fabrica de țevi

REPUBLICA

produce:



- Produse tubulare cu diametrul sub 6" pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6" pentru prospecțiuni geologice
- Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcții
- Țevi rotunde și profilate laminate la cald cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții
- Țevi cu diametrul sub 6", pentru instalații de apă, gaz și abur

COMBINATUL SIDERURGIC
HUNEDOARA

PRODUCE ȘI LIVREAZĂ:
profile laminate, [illegible] [illegible]
și tablă, sîrmă, benzi, toată
gama de semifabricate din
oțeluri carbon și aliate

derivate chimice, apă amoniacală, sulfat de amoni
sulf, benzen, toluen, xilen, smoală, naftalină...

E 3280

METALURGIA

9

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XV • Nr. 9 • SEPTEMBRIE 196

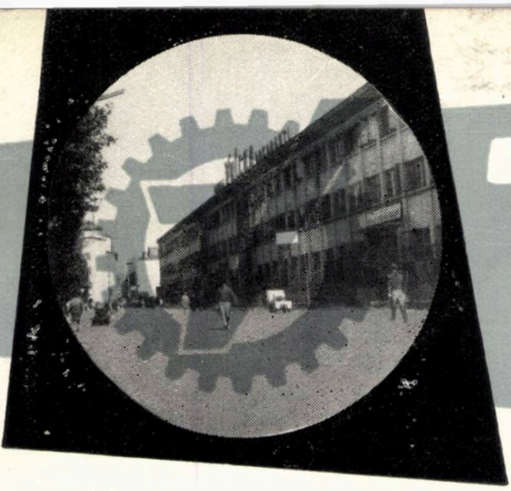
uzinele

23 AUGUST

produc:

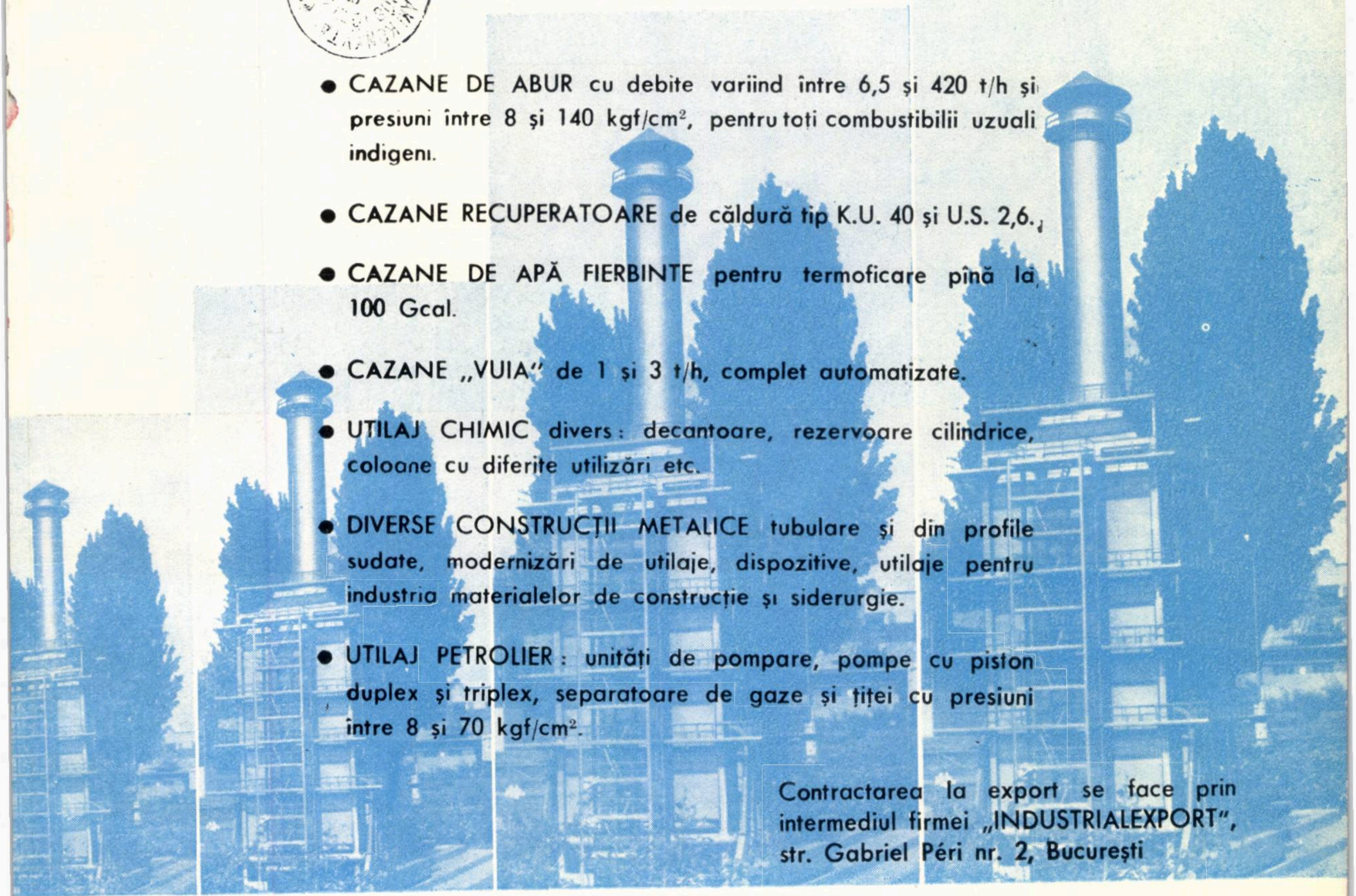
- Piese turnate din oțel, pînă la 25 t/bucată
- Piese turnate din oțeluri refractare
- Piese turnate din oțel manganos
- Piese turnate din fontă
- Piese turnate din fontă modificată, pentru mașini-unelte
- Piese forjate liber
- Piese matrițate
- Oțeluri aliate pentru construcții
- Oțeluri pentru scule, aliate și rapide

U23A



uzina
Vulcan
BUCUREȘTI

EXECUTĂ ȘI LIVREAZĂ
ÎN ȚARĂ ȘI STRĂINĂTATE



- CAZANE DE ABUR cu debite variind între 6,5 și 420 t/h și presiuni între 8 și 140 kgf/cm², pentru toți combustibilii uzuali indigeni.
- CAZANE RECUPERATOARE de căldură tip K.U. 40 și U.S. 2,6.
- CAZANE DE APĂ FIERBINTE pentru termoficare pînă la 100 Gcal.
- CAZANE „VUIA" de 1 și 3 t/h, complet automatizate.
- UTILAJ CHIMIC divers: decantoare, rezervoare cilindrice, coloane cu diferite utilizări etc.
- DIVERSE CONSTRUCȚII METALICE tubulare și din profile sudate, modernizări de utilaje, dispozitive, utilaje pentru industria materialelor de construcție și siderurgie.
- UTILAJ PETROLIER: unități de pompare, pompe cu piston duplex și triplex, separatoare de gaze și țiței cu presiuni între 8 și 70 kgf/cm².

Contractarea la export se face prin intermediul firmei „INDUSTRIALEXPORT", str. Gabriel Péri nr. 2, București

VULCAN BUCUREȘTI • VULCAN BUCUREȘTI • VULCAN BUCUREȘTI

PROFILE LAMINATE GRELE, MIJLOCII ȘI FINE, SÎRMĂ, BENZI, TOATĂ GAMA DE SEMIFABRICATE DIN OȚELURI, CARBON ȘI ALIATE.

DERIVATE CHIMICE, APĂ AMONIACALĂ, SULFAT DE AMONIU. SULF, BENZEN, TOLUEN, XILEN, SMOALĂ, NAFTALINĂ...,

PRODUSE ȘI LIVRATE DE

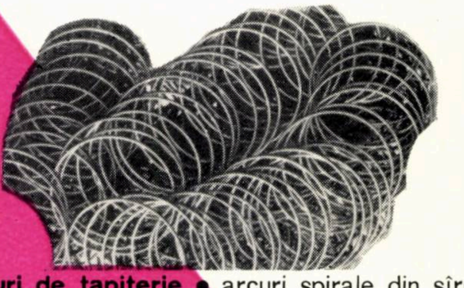
COMBINATUL SIDERURGIC

HUNEDOARA

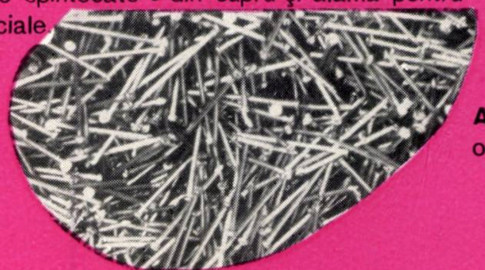
Industria Sîrmei

Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite întrebuinţări.

Sîrme trase neferoase • din cupru şi din alamă. **Sîrme zincate** • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.

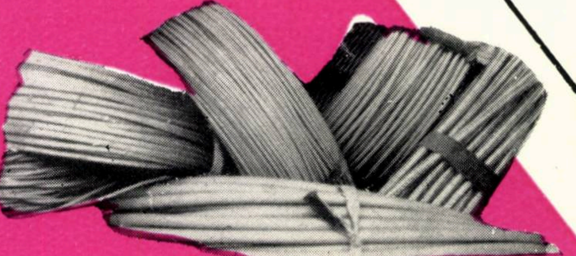


Cuie de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.



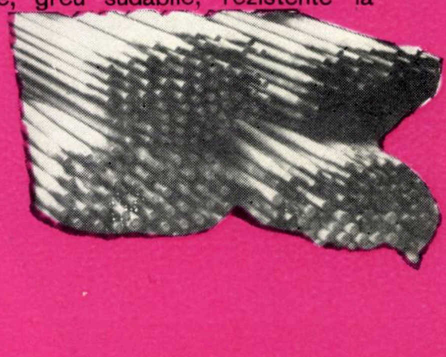
Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale din sîrmă oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.

Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale. **Bare trase** • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.



Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac. **Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV** • **Bandă izolatoare.**

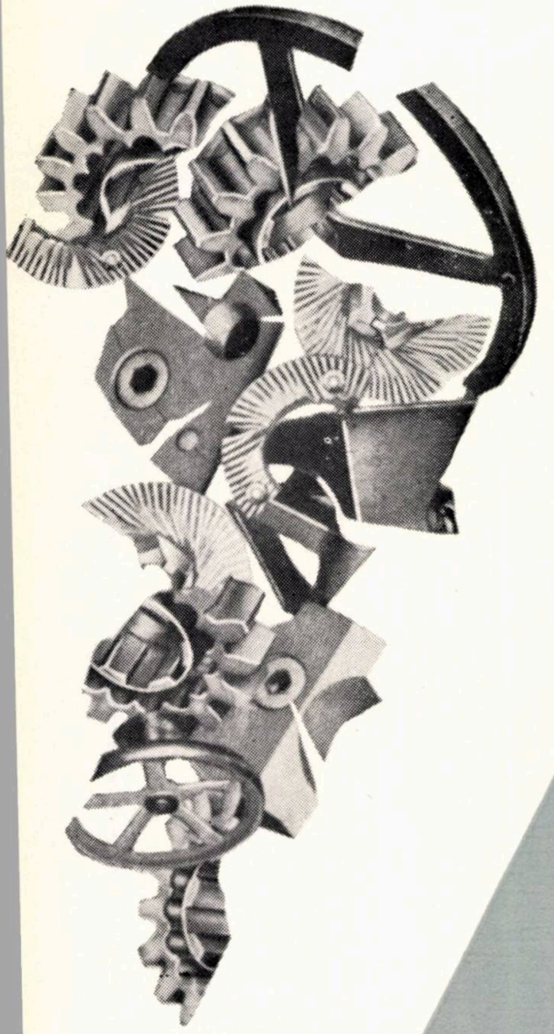
Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi a fontelor.



Industria Sîrmei

CÎMPIA-TURZII

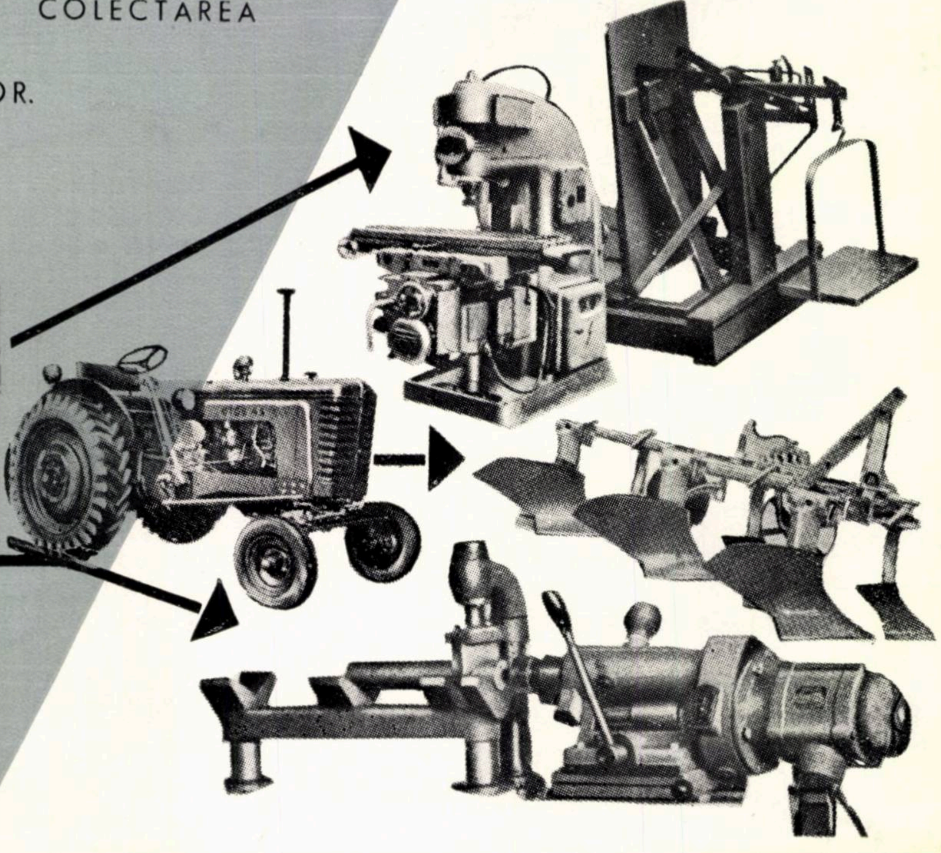
STRADA LAMINORIŞTILOR, 145
RAIONUL TURDA, REGIUNEA CLUJ
Telefon 2, 9 14 şi 32



SPRIJINITI DEZVOLTAREA INDUSTRIEI SIDERURGICE ȘI REALIZAREA DE PRODUSE METALICE MAI MULTE, MAI BUNE SI MAI IEFTINE, PREDÎND DEȘEURILE METALICE ȘI METALELE VECHI ÎN CANTITĂȚI CÎT MAI MARI, SORTATE CONFORM STAS, ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR.

ICM

INTREPRINDEREA
PENTRU
COLECTAREA METALELOR



METALURGIA

Anul 15 nr. 9 septembrie 1963

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI EXPERIMENTALE

Suceveanu, G. : **Cercetări asupra nitrurării cămășilor pompelor de extracție** 529

Piaskowski, J. : **Despre apariția petelor albe în pereții subțiri ai pieselor turnate din fontă cenușie** . . 532

Franțiu, I. și *Nicolau, A.* : **Stabilirea de relații practice prin valorificarea unor date urmărite la recoacerea tablelor subțiri de oțel** 538

Danilov, I. și *Nicolescu, T.* : **Eficiența economică a folosirii gazului metan și a oxigenului în furnale** . 542

REALIZĂRI TEHNICE

Codreanu, M. : **Forjarea de precizie prin rotație** . . . 547

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Wanyorek, C. : **Studiul multilateral al variației vitezei de umplere cu metal lichid a formelor de turnare și influența acestei variații asupra calității produselor** . 554

EXTRASE

Valorificarea zgurei expandate de furnal ; Aplicațiile materialelor metalice sinterizate în industria nucleară 561

Recenzii 574

Informații 574

CZ 622.242.05 ::621. 651–222 : 621.785.53

Suceveanu, G. : **Cercetări asupra nitrurării cămăşilor pompelor de extracție.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 529–532

În lucrare se prezintă rezultatele obținute privind nitrurarea în două trepte a oțelului cu compoziția : 0,35–0,42 % C, 0,30–0,40 % Mn, 0,17–0,37 % Si, 1,35–1,65 % Cr, 0,70–1,10 % Al, 0,15–0,25 % Mo.

Adîncimea stratului nitrurat obținut la nitrurarea în două trepte este mai mare decît la nitrurarea obişnuită, duritatea înscriindu-se în condițiile tehnologice prescrise.

CZ 621.746.75 : 669.131.6

Piaskowski, J. : **Despre apariția petelor albe în pereții subțiri ai pieselor turnate din fontă cenuşie.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 532–537

În lucrare se tratează mecanismul apariției petelor albe în piesele turnate din fontă cenuşie cu pereții subțiri, structura şi metodele de preîntîmpinare. Se arată că petele albe diferă de albirea normală şi inversă care se întîlneşte în mod obişnuit la turnarea pieselor din fontă.

CZ 669.14–415 : 621.785.3 : 620.16

Franțiu, I. şi *Nicolau, A.* : **Stabilirea de relații practice prin valorificarea unor date urmărite la recoacerea tablelor subțiri de oțel.**

Metalurgia 15 (1963) nr. 9, p. 538–541

În lucrare se prezintă rezultatele obținute prin prelucrarea matematică-statistică a datelor privind recoacerea tablelor subțiri de oțel. Cu ajutorul acestor rezultate se stabilesc unele relații practice pentru stabilirea regimului de recoacere optim.

CZ 669.126.28.012.7

Danilov, I. şi *Nicolescu, T.* : **Eficiența economică a folosirii gazului metan şi a oxigenului în furnale.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 542–547

Se calculează prețul de cost al fontei la furnal în funcție de consumurile specifice de cocs, gaz metan, oxigen şi aer suflat. Se calculează, de asemenea, productivitatea furnalului pentru trei regimuri de lucru, ținînd seamă de condițiile de lucru de la Combinatul siderurgic Hunedoara şi de la Combinatul siderurgic Reşița.

CZ 621.73 : 621.986 : 621.824

Codreanu, M. : **Forjarea de precizie prin rotație.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 547–553

Se descrie maşina GFM pentru forjarea de precizie prin rotație. Se arată caracteristicile maşinii, mecanismul de acționare, sistemele de ungere şi răcire. De asemenea, se arată particularitățile sculelor de forjare.

CZ 621.746.6 : 338.062.18

Wangorek, C. : **Studiul multilateral al variației vitezei de umplere cu metal lichid a formelor de turnare şi influența acestei variații asupra calității produselor.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 554–561

Se fac unele considerații privind teoria şi practica procesului de umplere a formelor cu metal lichid. Se arată importanța vitezei de umplere a formei cu metal lichid asupra calității pieselor turnate şi se aduc precizări în terminologia de specialitate.

DK 622.242.05 : 621.651–222 : 621.785.53

Suceveanu, G. : **Untersuchungen im Zusammenhang mit dem Nietrieren der Zylinder der Förderpumpen.**

Metalurgia 15(1963), H. 9, S. 529–532

Im Aufsatz werden die Ergebnisse des zweistufigen Nitrierens des Stahls folgender Zusammensetzung dargelegt : 0,35–0,42 % C, 0,30–0,40 % Mn, 0,17–0,37 % Si, 1,35–1,65 % Cr, 0,70–1,10 % Al, 0,15–0,25 % Mo.

Die Härtetiefe beim zweistufigen Nitrieren ist grösser als beim gewöhnlichen Nitrieren ; die Härte entspricht den vorschriftsmässigen technischen Bedingungen.

DK 621.746.75 : 669.131.6

Piaskovski, J. : **Zum Erscheinen der weissen Flecken auf den dünnen Wänden der Formstücke aus Grauss.**

Metalurgia 15(1963), H. 9, S. 532–537

Im Aufsatz wird das Erscheinen der weissen Flecken auf dünnwandigen Formstücken aus Grauguss, ihre Struktur und die Vorbeugungsverfahren behandelt. Es wird darauf hingewisen, dass diese weissen Flecken sich von der gewöhnlich beim Eisenguss anzutreffender Weissung unterscheiden.

DK 669.14–415 : 621.785.3 : 620.16

Franţiu, I. und *Nicolau, A.*: **Die Festlegung praktischer Beziehungen durch die Verwertung einiger beim Glühen der dünnen Stahlbleche gewonnenen Daten.**

Metalurgia 15(1963), H. 9, S. 538–541

Im Aufsatz werden die Ergebnisse dargelegt, die durch die mathematische und statistische Bearbeitung der Daten über das Glühen der dünnen Stahlbleche erzielt wurden. Mit Hilfe dieser Ergebnisse werden einige praktische Beziehungen für die Festlegung der optimalen Glühbedingungen ermittelt.

DK 669.162.28.012.7

Danilov, I. und *Nicolescu, T.* : **Die Wirtschaftlichkeit der Verwendung des Methangases und des Sauerstoffs in den Hochöfen.**

Metalurgia 15(1963), H. 9, S. 542–547

Die Verfasser berechnen den Selbstkostenpreis des im Hochofen gewonnen Roheisens im Verhältnis zum spezifischen Verbrauch an Koks, Erdgas, Sauerstoff und Verbrennungsluft. Ferner wird die Produktivität des Hochofens für drei Betriebsweisen berechnet, wobei die Arbeitsbedingungen im Hüttenkombinat Hunedoara und dem Hüttenkombinat Reşiţa in Betracht gezogen werden.

DK 621.73 : 621.986 : [621.824

Codreanu, M. : **Genauschmieden durch Rotation.**

Metalurgia 15 (1963), H. 9, S. 547–553

Im vorliegenen Aufsatz wird die GFM-Maschine für Genauschmieden durch Rotation beschrieben. Es werden die Kenndaten der Maschine, die Antriebsvorrichtung, und die Schmier- und Kühlsysteme dargelegt. Ferner werden die Kennzeichen der Schmiedewerkzeuge beschrieben.

DK 621.746.6 : 338.062.18

Wanyorek, C. : **Das vielseitige Studium der Änderung der Füllgeschwindigkeit der Giessformen mit flüssigem Metall und der Einfluss dieser Änderung auf die Qualität der Erzeugnisse.**

Metalurgia 15 (1963), H. 9, S. 554–561

Der Aufsatz behandelt die Theorie und Praxis des Füllvorgangs der Formen mit flüssigem Metall. Es wird die Bedeutung der Füllgeschwindigkeit auf die Qualität der Gusstücke unterstrichen und Daten aus der Fachliteratur angeführt.

ДК 622.242.05 : 621.651–222 : 621.785.53

Сучевяну, Г.: **Исследование нитрирования втулок глубинных насосов.**

Metalurgia 15 (1963), № 9, стр. 529–532

В работе освещаются результаты полученные при двухступенчатом нитрировании стали со следующим составом: 0,35—0,42 % C, 0,30—0,40 % Mn, 0,17—0,37 % Si, 1,35 — 1,65 % Cr, 0,70 — 1,10% Al, 0,15 — 0,25 Mo. Глубина нитрированного слоя, получаемого при двухступенчатом нитрировании больше, чем при обычном нитрировании, причем твердость соответветсвует предписанным технологическим условиям.

ДК 621.746.75 : 669.131.6

Пясковский, Ж.: **О появлении белых пятен на тонких стенках деталей отлитых из серого чугуна.**

Metalurgia 15 (1963), № 9, стр. 532–537

В статье рассматривается механизм возникновения белых пятен на тонкостенных деталях отлитых из серого чугуна, их структура и методы предупреждения. Показано, что белые пятна отличаются от нормального и обратного отбела чугуна, обычно встречаемого при отливке чугунных деталей.

ДК 669.14–415 : 621.785.3 : 620.16.

Франциу, И., и *Николау, А.*: **Установление практических соотношений посредством использования данных наблюдаемых при отжиге тонкой листовой стали.**

Metalurgia 15 (1963), № 9, стр. 538–541

В статье приводятся результаты, полученные при математическо-статистической обработке данных по отжигу тонкой листовой стали. На основании этих результатов устанавливаются практические формулы для установления оптимального режима отжига.

ДК 669.162.28.012.7

Данилов, И. и *Николеску, Т.*: **Экономическая эффективность использования газа метана и кислорода в доменных печах.**

Metalurgia 15 (1963), № 9, стр. 542–547

Подсчитывается себестоимость чугуна в зависимости от удельных расходов кокса, газа метана, кислорода и вдуваемого воздуха. Кроме того, расчитывается производительность печи для трех режимов работы с учетом условий имеющихся на Хунедоарском металлургическом комбинате и Металлургическом комбинате в Решице.

ДК 621.73 : 621.986 : 621.824

Кодряну, М. **Точная ковка с вращением.**

Metalurgia 15 (1963), № 9, стр. 547–553

Описывается машина ГФМ для точной ковки с вращением. Показана характеристика машины, привод, системы смазки и охлаждение. Далее приводятся особенности инструментов для ковки.

ДК 621.746.6 : 338.062.18

Ваниорек, К.: **Многостороннее изучение изменения скорости наполнения жидкой сталью отливочных форм и влияние этого изменения на качество продукции.**

Metalurgia 15 (1963), № 9, стр. 554–561

Приводятся соображения относительно теории и практики процесса наполнения форм жидким металлом. Показывается значение скорости наполнения формы металлом для качества отлитых металлов и вносятся уточнения в терминологию по этой специальности.

CD 622.242.05 : 621.651—222 : 621.785.53

Suceveanu, G. : **Recherches sur la nitruration des chemises des pompes d'extraction.**

Metalurgia 15 (1963), no. 9, p. 529—532

On présente les résultats obtenus par la nitruration à deux degrés d'un acier dont la formule est : 0,35—0,42 % C, 0,30—0,40 % Mn, 0,17—0, 37 % Si, 1,35—1,65 % Cr, 0,70—1,10 % Al, 0,15—0,25 % Mo. La profondeur de la couche nitrurée, réalisée par la nitruration à deux degrés, est plus grande que celle qui résulte à la nitruration usuelle, la dureté étant celle qui est prescrite par les conditions technologiques.

CD 621.746.75 : 669.131.6

Piaskowski, J. : **L'apparition des taches blanches sur les parois minces des pièces coulées en fonte grise.**

Metalurgia 15 (1963), no. 9, p. 532—537

On explique le mécanisme de la formation des taches blanches sur les parois minces des pièces coulées en fonte grise, ainsi que la structure et les méthodes préventives. On montre que les taches blanches diffèrent de la blancheur normale et inverse qui se rencontre habituellement lors de la coulée des pièces en fonte.

CD 669.14—415 : 621.785.3 : 620.16

Franțiu, I. et *Nicolau, A.* : **Relations pratiques établies en utilisant les données obtenues pendant le recuit des tôles minces en acier.**

Metalurgia 15 (1963), no. 9, p. 538—541

On présente les résultats acquis après l'élaboration mathématique et statistique des données concernant le recuit des tôles minces en acier. Ces résultats servent à établir quelques relations pratiques qui vont préciser, à leur tour, le meilleur régime de recuit.

CD 669.162.28.012.7

Danilov, I. et *Nicolescu, T.* : **L'efficacité économique de l'emploi du méthane et de l'oxygène dans les hauts fourneaux.**

Metalurgia 15 (1963), no. 9, p. 542—547

Les auteurs calculent le prix de revient de la fonte au moment de sa préparation, en fonction des consommations spécifiques de coke, de méthane, d'oxygène et d'air insufflé. Ils calculent de même la productivité du fourneau pour trois régimes différents de fonctionnement, en tenant compte des conditions qui existent dans les usines sidérurgiques complexes de Hunedoara et de Reșița.

CD 621.73 : 621.986 : 621.824

Codreanu, M. : **Le forgeage de précision par rotation.**

Metalurgia 15 (1963), no. 9, p. 547—553

On décrit la machine GFM pour le forgeage de précision par rotation. On indique les caractéristiques de la machine, le mécanisme moteur, les systèmes de lubrification et de refroidissement. Finalement, on donne des détails sur les particularités des outils de forgeage.

CD 621.746.6 : 338.062.18

Wanyorek, C. : **L'étude sous de multiples aspects de la variation de la vitesse du remplissage avec métal liquide des formes de coulée et l'influence de cette variation sur la qualité des produits.**

Metalurgia 15 (1963), no. 9, p. 554—561

Des considérations sont faites sur la théorie et la pratique du processus de remplissage des formes avec métal liquide. On montre l'importance de la vitesse du remplissage avec métal liquide pour la qualité des pièces coulées et on donne des précisions sur la terminologie de cette spécialité.

DC 622.242.05 : 621.651 – 222 : 621.785.53

Suceveanu, G. : **Research in connection with the nitriding of the bush of the extraction pump.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 529 – 532

The work presents the results concerning the nitriding in two stages of steel with the following composition : 0,35 – 0,42 % C, 0,30 – 0,40 % Mn, 0,17 – 0,37 % Si, 1,35 – 1,65 % Cr, 0,70 – 1,10 % Al, 0,15 – 0,25 % Mo. The layer obtained through two stage of the nitriding is deeper than that obtained through the usual nitriding, the hardness being in conformity with the prescribed technological conditions.

DC 621.746.75 : 669.131.6

Piaskowski, J. : **About the appearance of the white spots on the thin walls of the pieces moulded from cast iron.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 532 – 537

The work deals with the mechanism of the appearance of the white spots on the thin walls of the pieces moulded from cast iron, the structure and the methods of prevention. It is pointed out that the white spots differ from the normal and inverse whitening, which is usually found at the moulding of cast iron pieces.

DC 669.14 – 415 : 621.785.3 · 620.16

Franțiu, I. and *Nicolau, A.* : **The determination of practical relations with the help of some data found at the annealing of the thin steel sheets.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 538 – 541

The work shows the results obtained through the mathematical and statistical processing of the data on the annealing of the thin steel sheets. Some practical relations for determining the condition of optim annealing regim are found with the help of these results.

DC 669.162.28.012.7

Danilov, I. and *Nicolescu, T.* : **The economic efficiency of using methane gas and oxigen in furnaces.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 542 – 547

The authors calculate the cost price of the cast iron at the furnace in relation to the specific consumption of coke, methane gas, oxigen and sulfate air. They also calculate the productivity of the furnace for work regim taking into account the working conditions at the iron steel works at Hunedoara and Reşiţa.

DC 621.73 : 621.986 : 621.824

Codreanu, M. : **Precision forgeing through rotation.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 547 – 553

The author describes the GFM mashine for precision forgeing through rotation. They stress the characteristics of the mashine, the mechanism of actioning, the systems of oiling and coaling. At the same time they stress the particularities of the forgeing tools.

DC 621.746.6 : 338.062.18

Wanyorek, C. : **The multilateral study of the variation of speed of the filling with liquid metal of the moulds for casting and the influence of this variation on the quality of the products.**

Metalurgia 15 (1963) nr. 9, p. 554 – 561

Some considerations are made concerning the theory and practice of the process of filling the forms with liquid metal. The importance for the quality of the cast pieces, of the speed of filling the form with liquid metal is also stressed.

METALURGIA

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.

ANUL 15
Nr. 9
BUCUREȘTI
SEPTEMBRIE
1963

ORSZÁGOS

STUDII ȘI CERCETĂRI EXPERIMENTALE

CZ 622.242.05:621.651–222:621.785.53

Cercetări asupra nitrurării cămășilor pompelor de extracție

Ing. G. SUCEVEANU
ICTCM

Prin tratamentul termochimic de nitrurare gazoasă, piesele din oțeluri aliate speciale prelucrate mecanic definitiv (sau numai cu toleranțe mici de rectificare) sînt supuse acțiunii amoniacului gazos disociat la temperaturi cuprinse între 500–600°C, o durată variabilă care poate atinge chiar 100 de ore. Ca urmare a difuziunii azotului se formează nitruri care conferă stratului nitrurat durități ce depășesc chiar 1 000 HV [1 – 4].

Proprietățile stratului nitrurat, adăugate la cele ale oțelului aliat de nitruare, fac ca piesele să devină mai rezistente la uzură, coroziune, oboseală, proprietăți care se mențin și la temperaturi ridicate (600–650°C). Dintr-un asemenea oțel aliat de nitrurare sînt executate, de regulă, și cămășile pompelor de extracție utilizate în industria petrolieră; este vorba de oțelul sovietic 38HMIuA, a cărui compoziție chimică este următoarea: 0,35 – 0,42% C; 0,30–0,40% Mn; 0,17–0,37% Si; 1,35–1,65% Cr; 0,70–1,10% Al; 0,15–0,25% Mo.

Asocierea unui complex de proprietăți importante cu cele arătate mai sus cu deformabilitatea scăzută a pieselor în timpul procesului a făcut ca procedeul de nitrurare să fie utilizat pe o scară din ce în ce mai largă, cu toate că prezintă un inconvenient, și anume durata lungă a operației, ceea ce scumpește produsul. Din această cauză mai ales în ultimii ani au existat în străinătate unele preocupări de a cerceta și a găsi metode de scurtare a duratei, de accelerare a procesului de nitrurare.

Accelerarea procesului de nitrurare s-a urmărit a se efectua pe trei căi principale: prin schimbarea regimului de temperatură, prin folosirea catalizatorilor sau prin mărirea absorbției azotului de către oțel sau a activității azotului atomic.

Dintre aceste trei metode, metoda care s-a constatat că are o eficiență mai mare este aceea a schimbării regimului de temperatură, în cadrul aceleiași încălziri; celelalte două metode nu au depășit faza cercetărilor de laborator, în special datorită dificultăților de aparataj și instalații. În schimb, nitrurarea în două sau mai multe trepte este în multe întreprinderi din străinătate aplicată în faza industrială, realizînd importante scurtări ale ciclului de nitrurare și deci de mărire a productivității agregatelor.

Condițiile de lucru folosite în cercetări. În vederea reducerii ciclului de nitrurare a cămășilor pompelor de extracție de tip P de 1 3/4″, ciclu care durează 75–85 h, s-au efectuat cercetări de aplicare la aceste piese a procedeului de nitrurare în trepte.

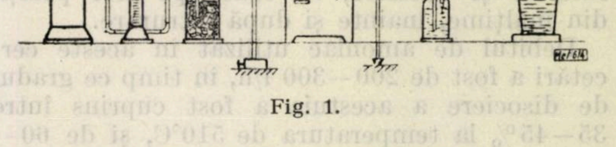


Fig. 1.

Instalația în care s-au executat nitrurările probelor și pieselor este arătată în figura 1:

amoniacul de butelie, după ce i se măsura debitul la rotametrul *2*, intra într-un vas de uscare *3* cu $CaCl_2$ şi, de acolo, în retorta etanşă cu probe şi piese pentru nitrurat *4*, care după evacuarea completă a aerului, era introdusă în cuptorul electric cu rezistenţe *5* la temperatura corespunzătoare. După ieşire, gazul trecea printr-un vas de barbotare *6*, apoi prin disocimetru *7*, după care era evacuat la o hotă.

Temperatura cuptorului a fost măsurată cu o precizie de ± 5°C, atît în cuptor, cît şi în interiorul retortei, cu ajutorul unui termocuplu şi respectiv cu un termometru de cuarţ.

Probele şi piesele (cămăşile pompelor de extracţie de 1 3/4″, avînd diametrul exterior 53,3, lungimea 76 şi grosimea peretelui 5 mm) au fost din oţel 38 HMIuA, supuse în prealabil operaţiei de îmbunătăţire de sorbitizare (cu călire la ulei), recoapte pentru detensionare după operaţiile de prelucrări mecanice la temperatura de 600—620°C şi apoi rectificate interior.

Adîncimea stratului nitrurat a fost măsurată în spărtură cu ajutorul lupei gradate şi pe şlifuri metalografice, pe cale microscopică. În cazul măsurărilor pe şlifuri, reactivul de atac a fost nital 1 şi 2%.

Duritatea stratului nitrurat s-a măsurat la aparatul Vickers la o sarcină de apăsare de 10 kgf şi de 5 kgf; în final, au fost luate în considerare valorile date la măsurările cu sarcina de 10 kgf, avînd în vedere faptul că stratul a depăşit totdeauna 0,50 mm, iar posibilităţile de erori în acest caz sînt mai mici. Şlefuirea prealabilă a probelor nu a depăşit 5 microni, pentru fiecare valoarea executîndu-se 3—5 amprente.

Fragilitatea stratului nitrurat a fost urmărită în primul rînd după aspectul microscopic al amprentelor Vickers şi compararea cu scara etalon existentă în documentaţiile de specialitate şi, în al doilea rînd, prin observarea suprafeţei unor cămăşi de pompe de 1 3/4″ supuse presiunii pe generatoare la o maşină universală de încercări mecanice; apăsarea s-a făcut gradat ascendent, observîndu-se momentul şi sarcina la care pe generatoare (interior sau exterior) au apărut primele fisuri şi apoi sarcina la care a început turtirea.

Deformaţiile cămăşilor pompelor în timpul nitrurării s-au urmărit pe jumătăţi sau pe piese întregi prin măsurări ale diametrului interior şi exterior, în cruce pe trei poziţii din înălţime, înainte şi după nitrurare.

Debitul de amoniac utilizat în aceste cercetări a fost de 200—300 l/h, în timp ce gradul de disociere a acestuia a fost cuprins între 35—45% la temperatura de 510°C, şi de 60—70% la temperatura de 540°C.

Nitrurările în trepte s-au executat la următoarele temperaturi şi durate: a) treapta I la temperatura de 510°C timp de 20 ore; trecerea la treapta a II-a timp de 5 ore şi treapta a II-a la temperatura de 540°C timp de 15 ore; b) treapta I la temperatura de 540°C timp de 20 ore; trecerea la treapta a II-a timp de 5 ore şi treapta a II-a la temperatura de 580°C timp de 15 ore.

Pentru compararea rezultatelor nitrurării în trepte cu rezultatele nitrurărilor clasice în aceleaşi condiţii, s-au efectuat nitrurări la temperatură constantă de 510°C timp de 40 ore; la 540°C timp de 40 ore şi la 540°C timp de 20 ore.

Urmează rezultatele încercărilor comparative de nitrurare în trepte şi de nitrurare clasică.

Nitrurara în trepte la temperaturile de 510 — 540°*C*. Probele şi piesele supuse operaţiei de nitrurare în trepte la 510—540°C timp de 40 ore au avut o adîncime a stratului nitrurat cuprinsă între 0,66—0,88 mm, în medie de 0,73 mm (tabela 1), duritatea HV a fost cuprinsă între 770—830, avînd o medie de 800 HV (tabela 2). Cercetînd la microscop aspectul amprentelor de duritate, nu s-a observat nici o urmă de fragilitate a stratului nitrurat. De asemenea, jumătăţile de cămăşi de 1 3/4″ comprimate au arătat că prima fisură s-a observat la 3 000—3 050 kgf, condiţia tehnică impusă fiind de 2 750 kgf (adică 5 500 kgf pentru o cămaşă de 1 3/4″).

Tabela 1

Nr. probei *	Parametrii nitrurării		Adîncimea stratului nitrurat, mm	Duritatea, Hv. 10			
	temperatura, °C	durata, h		I	II	III	media
9 *T*	510—540	20+5+15	0,66	840	820	820	830
11 *T*	510—540	20+5+15	0,66	790	770	760	775
13 *T*	510—540	20+5+15	0,66	790	810	800	800
14 *T*	510—540	20+5+15	0,66	790	820	820	810
18 *T*	510—540	20+6+15	0,75	750	780	780	770
19 *T*	510—540	20+5+15	0,88	780	800	800	790
21 *T*	510—540	20+5+15	0,88	—	—	—	—
15 *T*	540—580	20+5+15	0,90	610	630	610	620
16 *T*	540—580	20+5+15	0,75	660	650	640	650
17 *T*	540—580	20+5+15	1,00	580	580	580	580
9a *C*	510	40	0,66	960	960	950	960
10 *C*	510	40	0,50	950	920	930	930
25 *C*	510	40	0,66	840	840	840	840
26 *C*	510	40	0,70	840	840	840	840
27 *C*	510	40	0,60	820	830	800	820
6 *C*	540	40	0,88	820	820	820	820
7 *C*	540	40	0,88	800	790	820	810
8 *C*	540	40	0,90	770	800	800	790
22 *C*	540	40	0,85	850	860	840	850
23 *C*	540	40	1,00	770	760	760	760
24 *C*	540	40	0,85	—	—	—	—
3 *C*	540	20	0,75	790	760	790	780
4 *C*	540	20	0,65	770	740	770	760
5 *C*	540	20	0,75	770	780	780	780

* Probele notate cu *T* au fost supuse nitrurării în două trepte; probele notate cu *C*—nitrurării clasice, cu o singură treaptă.

Măsurările înainte şi după nitrurarea în trepte la temperatura de 510—540°C a cămăşilor pompelor de 1 3/4″ au arătat că diametrul interior al pieselor a crescut cu valori cuprinse între 0,120—0,292 mm, în medie cu 0,176 mm, iar diametrul exterior a crescut cu valori cuprinse între 0,142—0,380, în medie cu 0,220 mm. Ovalizarea interioară a variat între 0 și 0,118 mm, în medie cu 0,043 mm, iar ovalizarea exterioară, între 0 și 0,120 mm, avînd o medie de 0,040 mm.

Nitrurarea în trepte la temperaturile de 540—580°C. Probele și piesele care au fost supuse nitrurării în trepte la aceste temperaturi timp de 40 ore au avut o adîncime a stratului nitrurat cuprinsă între 0,75 și 1,00 mm, avînd o medie de 0,90 mm; duritatea HV a variat între 580—650, avînd o medie de 617 HV (tabela 1), deci cu mult sub limita admisă de tehnologia acestor piese (minimum 700 HV). Aspectul microscopic observat la mărirea (100 : 1) al amprentelor de duritate nu a indicat urme de fragilitate. La încercarea de apăsare pe generatoare, piesele nitrurate în trepte la temperaturile de 540—580°C au rezistat pînă la 3 900—4 150 kgf, turtirea apărînd la 6 350—6 700 kgf (tabela 2), încadrîndu-se astfel în condițiile impuse.

Tabela 2

Numărul piesei	Parametrii nitrurării		Sarcina de apariție a primei fisuri, kgf	Sarcina de turtire, kgf
	temperatura, °C	durata, h		
52 T	510—540	20+5+15	3 700	8 600
54 T	510—540	20+5+15	3 350	8 900
48 T	540—580	20+5+15	3 900	6 350
49 T	540—580	20+5+15	4 150	6 700
31 C	510	40	3 700	9 150
33 C	510	40	4 200	9 000
35 C	540	40	3 000	7 600
36 C	540	40	3 050	7 950
15 C	540	20	2 650	7 100
25 C	540	20	2 200	7 750

Din analiza dimensiunilor inițiale și după nitrurare rezultă că, diametrul interior a crescut cu 0,155—0,269 mm, în medie cu 0,240 mm, în timp ce diametrul exterior a crescut cu 0,205—0,345 mm, avînd o creștere medie de 0,283 mm. Ovalizarea interioară ca și cea exterioară a variat între 0 și 0,070 mm, avînd o medie de 0,035 și, respectiv, 0,030 mm.

Nitrurarea clasică (într-o singură treaptă) la 510°C. După cum reiese din tabela 1, adîncimea stratului la probele nitrurate timp de 40 ore la 510°C, a variat între 0,5 și 0,7 mm, în medie cu 0,60 mm, iar duritatea a avut valori cuprinse între 820 și 960 HV, în medie de 880 HV. Nici în cazul acestei nitrurări nu au apărut urme de fragilitate a stratului la observarea amprentelor de duritate, iar la încercarea de apăsare, fisurarea stratului nitrurat a apărut abia la 3 700—4 200 kgf, iar turtirea la 9 000—9 150 kgf, încadrîndu-se astfel în condițiile impuse (tabela 2).

Analizînd dimensiunile inițiale și finale ale pieselor nitrurate obișnuit timp de 40 ore la 510°C rezultă că diametrul interior a crescut cu 0,041—0,191 mm, în medie cu 0,116 mm, în timp ce diametrul exterior a crescut cu 0,070—0,342 mm, în medie cu 0,166 mm; ovalizarea interioară și exterioară a variat între 0 și 0,065 mm, avînd o medie de 0,027 mm și, respectiv, de 0,033 mm.

Nitrurarea clasică la 540°C, 40 ore și 20 ore. Măsurările microscopice au arătat la probele nitrurate după acest regim un strat de nitrurare cuprins între 0,85 și 1,00 mm, avînd o medie de 0,90 mm (tabela 1); duritatea a avut valori cuprinse între 760 și 850 HV, avînd o medie de 806 HV. După aspectul amprentelor de duritate, probele nitrurate după acest regim nu au prezentat urme de fragilitate; sarcinile de apăsare la care au apărut primle fisuri au fost cuprinse între 3 000 și 3 050 kgf, iar turtirea s-a observat la valori de 7 600—7 950 kgf (tabela 2).

Diametrul interior a crescut cu 0,175—0,335 mm, în medie cu 0,233 mm, iar diametrul exterior a crescut cu 0,215—0,380 mm, în medie cu 0,273 mm. Ovalizarea interioară a variat între 0 și 0,122 mm, avînd o variație medie de 0,048 mm, iar cea exterioară a variat de la 0 și 0,120 mm, avînd o variație medie de 0,069 mm.

În cazul în care probele și piesele au fost nitrurate numai 20 de ore la temperatura de 540°C, adîncimea stratului a fost mai mică, și anume de 0,65—0,75 mm, în medie de 0,71 mm (tabela 1), iar duritatea a fost de asemenea, mai scăzută (760—780 HV), în medie de 770 HV. Nici în aceste condiții piesele nu au fost fragile, amprentele de duritate avînd o formă regulată, în schimb, sarcinile de apăsare la care au apărut primele fisuri au fost inferioare valorilor impuse (din tabela 2 reiese că acestea au rezistat numai la o apăsare de 2 200—2 650 kg.

Creșterea medie a diametrului interior a fost de 0,205 mm, iar a celui exterior a fost de 0,225 mm; ovalizarea la interiorul pieselor a fost în medie de 0,029 mm, iar la exterior de 0,033 mm.

Concluzii. Adîncimea stratului nitrurat obținută prin nitrurarea în trepte la 510—540°C timp de 40 ore este mai mare cu 20% decît cea obținută la nitrurarea izotermă la 510°C la aceeași durată. De asemenea, adîncimea stratului este mai mare cu 45% în cazul cînd nitrurarea s-a efectuat obișnuit la 540°C timp de 40 ore. Comparativ cu nitrurarea clasică la 540°C, nitrurarea în trepte la 540—580°C nu a adus o creștere a adîncimii stratului.

Duritatea stratului nitrurat se înscrie în condițiile tehnologice prescrise, afară de duritatea stratului obținut la nitrurarea în trepte la temperatura de 540—580°C, variantă care nu poate fi introdusă în exploatare.

Afară de creșterea minimă a diametrului interior ca și a celui exterior, măsurată la piesele nitrurate obișnuit la 510°C, creșterile cele mai mici au fost observate la nitrurarea în trepte a 510—540°C, mai mari fiind la piesele nitrurate obișnuit la 540°C și în trepte la 540—580°C. În mod analog variază și ovalizarea care se păstrează în limite admisibile, ceea ce nu complică tehnologia de prelucrare ulterioară în comparație cu cea existentă.

Toate piesele supuse încercărilor de nitrurare în trepte și nitrurării obișnuite au depășit limita prescrisă pentru sarcina la care apar primele fisuri în stratul nitrurat (5 500 kgf pentru o cămașă de pompă de extracție de 1 3/4″), cu excepția celor nitrurate 20 ore la temperatura de 540°C.

Analizînd ansamblul datelor obținute în cercetări, ținînd seamă de condițiile care se impun pieselor în exploatare și avînd în vedere posibilitățile actuale industriale existente în uzinele noastre, este indicat a se introduce nitrurarea în trepte a cămășilor pompelor de extracție și a altor piese care se nitrurează obișnuit, după următorul regim: nitrurarea la 510°C timp de 20 de ore cu un grad de disociere de 30±10%; ridicarea temperaturii pînă la 540°C în timp de 3—5 ore; nitrurarea la 540°C timp de 15—17 ore cu un grad de disociere de 50 ± 10%.

În urma unei asemenea nitrurări în două trepte se realizează o adîncime de nitrurare medie de peste 0,70 mm, față de 0,60 mm cît s-a obținut în cazul nitrurării obișnuite la 510°C în cercetările descrise și față de 0,5—0,6 mm cît se obține în prezent la nitrurarea obișnuită în uzine la o durată de menținere de 56—72 ore. Se realizează astfel o scurtare a ciclului de nitrurare de minimum 16 ore, ceea ce reprezintă 30% față de durata minimă de nitrurare și o reducere a prețului de cost al operației de nitrurare tot de 30%.

Rezultate bune, mai ales cu privire la adîncimea stratului, se pot obține prin nitrurări obișnuite la 540°C; avînd în vedere că la o durată de 20 de ore stratul nitrurat s-a fisurat prematur la încercarea de apăsare, acest regim nu poate fi recomandat la piese de mare solicitare.

La prelucrarea mecanică anterioară nitrurării în trepte la 510—540°C va fi necesar să se țină seamă de creșterea medie a diametrului interior (0,2 mm), mai mare decît acela care se obține la nitrurarea obișnuită (0,1 mm); de asemenea, este necesară o precizie de prelucrare mecanică anterioară nitrurări, mai mare, în sensul ca variațiile diametrului interior al cămășilor să fie minime.

Nitrurarea în trepte nu cere prescripții suplimentare tehnologice sau de tehnica securității și protecția muncii, în comparație cu nitrurarea obișnuită într-o singură treaptă, executîndu-se pe aceleași instalații și în aceleași condiții tehnologice generale.

[1] *IURGHENSON, A. A.* Azotirovanie v energomașinostroenii, Moscova, Mașghiz, 1962.

[2] *MINCHEVICI, A. N.* Tratamentele termochimice ale oțelului. București, IDT, 1950.

[3] *STŰDEMANN, A.* Wärmebehandlung der Stähle. München, Karl Hauser, 1960.

[4] *ALLOT, R. W.* Nitriding process. In : Metal treatment and drop forging **24**, nr. 143, aug. 1957, p. 335—338

CZ 621.746.75 : 669.131.6

Despre apariția petelor albe în pereții subțiri ai pieselor turnate din fontă cenușie

Dr. ing. JERZY PIASKOWSKI

Institutul de turnătorie din Cracovia.

La turnarea pieselor cu pereți subțiri din fontă cenușie, cum ar fi de exemplu elementele de radiatoare sau piesele componente ale mașinilor de cusut, apar adeseori pete albe locale care diferă mult de obișnuita albire care intervine în fonta cenușie datorită conținutului prea mic de carbon sau de siliciu în raport cu viteza de răcire. Petele albe care apar pe spărtura cenușie a pieselor turnate cauzează în producție pagube mari nu numai prin mărirea fragilității pieselor, ci și prin mărirea durității metalului, ceea ce implică dificultăți la prelucrarea lui, precum și prin ruperea sculelor așchietoare.

Dificultatea cea mai mare constă în faptul că pînă în prezent nu a fost cunoscut procedeul de preîntîmpinare a apariției acestui defect; ca întotdeauna în cazuri asemănătoare, turnătorii au încercat să modifice încărcătura, fonta utilizată etc. și pînă la sfîrșit, în mod mai mult sau mai puțin accidental, defectul a fost înlăturat. Cu această ocazie au apărut însă o serie de pierderi suplimentare.

Descrierea defectului. Principala caracteristică a petelor albe o constituie lipsa stratului de trecere dintre zona albită și restul materialului cu spărtură cenușie. Delimitarea dintre culori este foarte netă. Petele albe se localizau, de obicei, în zonele unde răcirea s-a făcut cu viteză maximă, deci în porțiunile subțiri ale piesei unde pereții aveau grosimea de 2 mm.

În partea centrală, în care s-a format un „nod termic" (cu aceeaşi grosime a pereţilor), petele albe nu au apărut.

O altă caracteristică a petelor albe constă în structura acestora. Aici nu este vorba de o structură obişnuită formată din perlită şi cementită; în petele albe apare întotdeauna grafit nodular foarte fin (fig. 1 — şarja nr. 137, neatacat, × 500) înconjurat adeseori de ferită (fig. 2 — şarja nr. 137, atac nital, × 500). Apariţia grafitului nodular pe o suprafaţă destul de mare, fără nici un fel de modificatori, cum ar fi magneziul sau ceriul etc., constituie un fenomen deosebit de interesant care aruncă o lumină nouă asupra problemei formării grafitului nodular în fontă.

În structura metalografică a spărturii cenuşii intervine aproape întotdeauna grafit fin lamelar, interdendritic şi cu orientare neregulată (fig. 3 — şarja nr. 244 A, neatacat, × 500), iar în unele cazuri grafit în formă de rozetă (fig. 4 — şarja nr. 130 neatacat, × 500) masa metalică avînd la bază structura ferito-perlitică (fig. 5 — şarja nr. 125 B, atac nital, × 500).

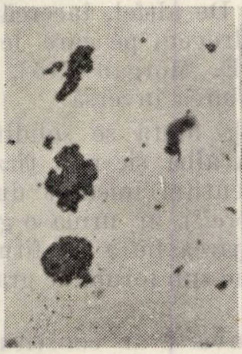


Fig. 1

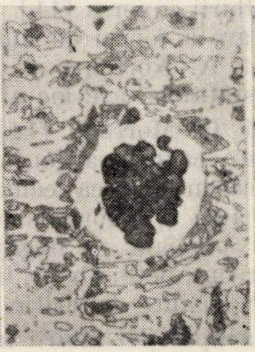


Fig. 2

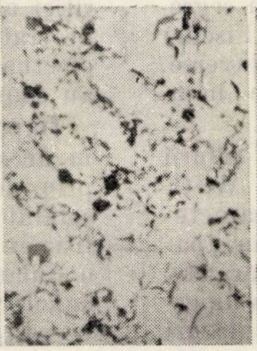


Fig. 3

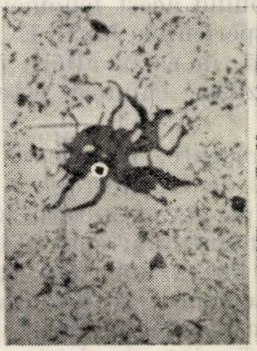


Fig. 4

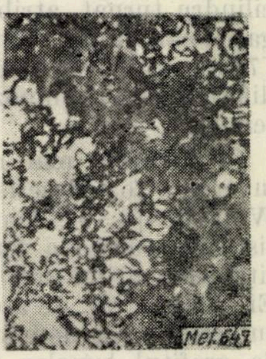


Fig. 5

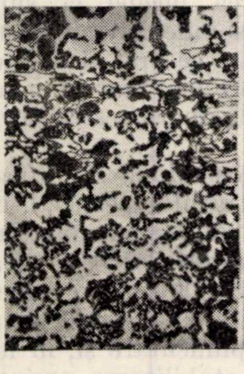
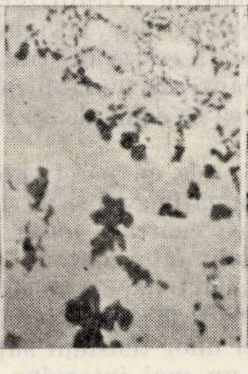
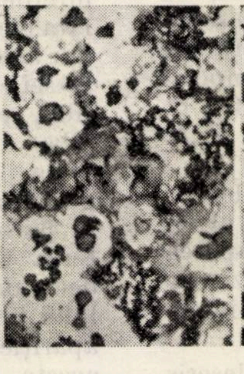


Fig. 6


F.g. 7


F g. 8

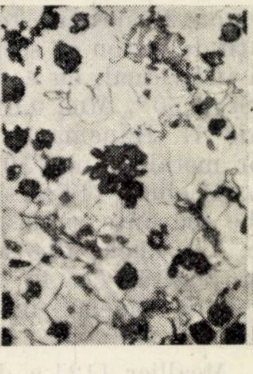


Fig. 9

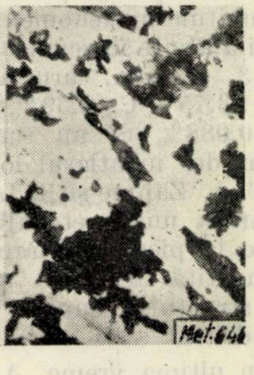


Fig. 10

O proprietate deosebit de caracteristică a structurii o constituie delimitarea netă dintre zona cu spărtura albă (fig. 6 — şarja nr. 130 A, atac nital, × 100) şi zona cu spărtura cenuşie (fig. 7 — şarja nr. 129 E, neatacat, × 500).

Datele din literatură privind apariţia petelor albe. Atlasul american de defecte ale pieselor turnate prevede „suprafeţe dure şi porţiuni albite" [1], indicînd că acestea apar în pereţii subţiri în special atunci cînd aceştia se află departe de locurile de atac ale piesei, ca o consecinţă a influenţei amestecului de formare (porţiuni prea umede, granulaţie prea mare a prafului de cărbune, impurităţi sub formă de particule de fier etc.), porţiuni umede ale miezurilor, conductivitate termică prea mare a formei, utilizarea unor răcitori necorespunzători, compoziţia chimică necorespunzătoare a fontei (cantitatea prea mică de elemente grafitizate), conţinut ridicat de gaze sau oxidarea excesivă a metalului etc. Atlasul prevede în mod separat şi fenomenul albirii inverse.

În mod analog este tratată această problemă în atlasul lui K. Gierdziejewski, care, în clasa I „segregaţii şi incluziuni", cuprinde grupa 6.I. „zone dure" [2]. Într-o măsură redusă se ocupă de „zonele dure" atlasul englez de defecte [3]; se pare că aici este vorba mai degrabă de albirile obişnuite.

Petele albe au fost luate în considerare la piesele turnate din fontă de abia în atlasul internaţional de defecte de turnare, la poziţia 7153, sub formă de „albire parţială iniţială fără zone de tranziţie" [4]. Cauza acestui fenomen ar constitui-o răcirea rapidă sau raportul prea mic dintre conținutul de mangan și cel de sulf.

În atlas sînt cuprinse ilustrațiile defectului în piese turnate din fontă conținînd: 2,75—3,11% C; 2,08—2,77% Si; 0,23—0,36% Mn; 1,26—1,97% P și 0,074—0,18% S.

Diferența dintre petele albe și albirea inversă (poziția 7154) este neclară în acest atlas, deoarece aspectul ambelor defecte este asemănător iar cauzele — după acest atlas — sînt aceleași.

Noul atlas din R. P. Polonă pentru defectele pieselor turnate [5] nu ține seamă de petele albe.

Analiza datelor publicate pînă în prezent în literatura tehnică despre petele albe este dificilă, deoarece acest defect nu era diferențiat de acela al albirii inverse.

B. Ossan [6] a descris albirea inversă într-un cilindru turnat, atribuind acest fenomen segregației carbonului. Experiențele lui P. E. Fischer [7] au arătat însă că, în cazul albirii inverse, diferențierea compoziției chimice este neînsemnată.

În lucrările mai recente, fenomenul albirii inverse a fost descris de H. Morrogh și W. G. Williams [8, 9]. După acești autori, caracteristica specifică a fenomenului constă în apariția cementitei sub forma unor ace paralele. Ei au observat, de asemenea, că în fonta hipereutectică apar nodule izolate de grafit, alături de grafitul lamelar fin interdendritic cu orientare neregulată.

H. Morrogh și W. G. Williams arată că, la turnarea foarfecelor din fontă hipereutectică (3,3% C; 3,4% Si; 0,66% Mn; 1,43% P și 0,120% S), au intervenit formări de grafit compact pe lîngă grafitul lamelar, interdendritic.

Apariția separărilor singulare de grafit nodular în piesele turnate cu pereți subțiri, nu constituie un fenomen nou. Despre aceste separări apărute în segmenții de piston cu secțiunea de 3 × 3 mm, turnați individual, cu compoziția: 3,75% C; 2,59%Si; 0,50% Mn; 0,54% P, și 0,088% S, au scris H. Hanemann și A. Schrader în atlasul lor metalografic [10].

C. A. Zappfe și R. L. Phebus [11] au descris apariția unor pete albe mărunte și destul de dese la piesele inelare. În zonele albe apărea cementită aciculară și perlită, iar în zonele cu structură cenușie, grafit lamelar fin interdendritic.

În ultima vreme, A. Meallier [12] a descris rezultatele cercetării petelor albe la piesele turnate, fără să menționeze însă apariția grafitului nodular în stratul albit. Analiza chimică a straturilor cu structură albă și cenușie, pe care a efectuat-o acest autor, nu a scos la iveală nici o diferență, constatîndu-se doar că albirea inversă intervine atunci cînd Mn < 0,30 + 1,72 S, unde Mn și S reprezintă conținutul procentual de mangan și sulf din fontă.

Cementita din stratul alb pare să fie foarte nestabilă și se descompune după recoacere și răcire cu viteza de 300°C/h.

Fenomenul albirii inverse a fost atribuit diferitelor cauze, cum ar fi: tensiunile dezvoltate în partea centrală a pieselor turnate din cauza solidificării metalului în straturile superficiale [7]; conținuturilor de hidrogen [11], de oxigen [12] sau de sulf; incluziunilor de oxizi [12, 13], acțiunii căldurii de la suprafața piesei turnate etc.

După H. Morrogh și W. J. Williams, o condiție necesară pentru apariția albirii inverse este răcirea intensă a fontei hipereutectice cu conținut mic de mangan și cu conținut relativ mare de sulf [8]. Referindu-se la cercetările proprii [8, 9], H. Morrogh [14] s-a opus teoriei referitoare la influența hidrogenului asupra apariției albirii inverse [11]. De altfel, încercările de tratare a fontei cu hidrogen, pe care le-au efectuat A. Norbury și E. Morgan [15], nu au constatat că are loc albirea inversă.

După H. Morrogh [14], fonta se solidifică în aceste cazuri ca fontă albă și, mai tîrziu, prin descompunerea cementitei imediat după solidificarea („autorecoacere"), ar urma o grafitizare parțială cu degajarea fie a grafitului nodular (în „pete albe"), fie sub formă de grafit lamelar fin interdendritic.

Cauza apariției albirii inverse ar constitui-o tensiunile dezvoltate de grafitizarea fontei imediat după solidificarea metalului; mărirea acestor tensiuni este proporțională cu conținutul de carbon. În piesele turnate cu pereți subțiri, diferența de timp dintre solidificarea părții exterioare și a părții centrale a peretelui nu este prea mare și piesa se solidifică complet înaintea începerii grafitizării, ceea ce duce la formarea ulterioară a grafitului lamelar fin interdendritic. Grafitizarea începe la suprafața piesei turnate, iar tensiunile care iau naștere din această cauză în stratul central al peretelui piesei cauzează o stabilizare mai mare a cementitei, ceea ce echivalează cu apariția structurilor albe.

La piesele cu pereți groși, după solidificare, grafitizarea începe și în stratul superficial, însă în partea centrală fonta rămîne lichidă. Creșterea volumului datorită grafitizării cauzează deci, numai o deplasare corespunzătoare a metalului lichid, fără să exercite o influență asupra apariției unor tensiuni suplimentare și, în felul acesta, nu mai intervine stabilizarea amintită a cementitei.

Pe baza celor publicate pînă în prezent în literatură nu se poate face o distincție netă între albirea inversă și petele albe, aspectul ambelor fenomene fiind analog. De asemenea, nu se poate constata în mod precis care este cauza acestor defecte, dacă este vorba de aceeași cauză în ambele cazuri sau dacă intervin cauze diferite. În consecință, este necesară o definire mai riguroasă a celor două defecte menționate.

Cercetări proprii. Cercetările au avut drept scop determinarea condițiilor în care apar petele albe în piesele cu pereți subțiri turnate din fontă, și în special, determinarea influenței conținutului de mangan din fontă asupra acestui fenomen. Au fost aplicate diferite metode de topire (cubilou cu aer rece și cald, cocs obișnuit și special etc.). Afară de acestea, au fost făcute încercări de preîntîmpinare a apariției petelor albe prin modificarea fontei cu feromangan și ferosiliciu și încercări de înlăturare a petelor pe calea tratamentului termic.

Fonta a fost topită într-un cubilou cu căptușeală acidă cu diametrul de 600 mm, funcționînd cu aer rece ; trei șarje (nr. 74, 125 și 232) au fost elaborate într-un cubilou cu același diametru, care funcționa însă cu aer cald (circa 400°C). La două șarje (nr. 63 și 121), fonta a fost carburată suplimentar prin introducerea de bucăți de grafit. Afară de aceasta, patru șarje (nr. 132, 190, 202 și 293) au fost elaborate utilizîndu-se cocs brichetat.

Încărcătura metalică introdusă în cubilou a fost compusă din fontă brută și din fontă veche. Cu excepția a două șarje (nr. 74 și 117), în încărcătură au fost adăugate bucăți de ferosiliciu. În cea de-a doua serie de șarje (începînd cu nr. 132) s-au utilizat și adaosuri în vederea măririi conținutului de mangan din fontă. Compoziția încărcăturii și condițiile de elaborare a șarjelor sînt cuprinse în tabela 1.

Tabela 1

Nr. șarjei	Componența încărcăturii metalice				Felul fontei brute	Observații
	fontă brută de turnătorie, kg	fontă veche, kg	fontă specială, kg	cuburi de siliciu (de cîte 1 kg), buc.		
63	80	120		3	LN1	carburant
74	120	80			LN1	aer fierbinte
117	70	130			LN1	
121	70	130		3	LN1	carburant
125	70	130		3	LN1	aer fierbinte
130	70	130		3	LN1	
132	70	130	6	3	LN1	cocs brichete
137	70	130	6	3	LN1	
169	60	140	6	3	LN1	
174	60	140	6	3	LN1	
178	60	140	6	3	LN1	
181	60	140	6	3	LN1	
183	60	140	6	3	LN1	
187	80	120	4	5	LN2	
190	80	120	4	5	LN2	cocs brichete
193	80	120	4	5	LN2	
202	80	120	4	5	LN2	cocs brichete
215	80	120	4	5	LN2	
219	80	120	4	5	LN2	cocs brichete
232	80	120	4	5	LN2	aer fierbinte
237	80	120	4	5	LN2	
244	88	120	4	5	LN2	

Temperatura fontei la jgheabul de scurgere, măsurată cu pirometrul optic, a fost de circa 1 380°C, în cazul fontei topite în cubiloul funcționînd cu aer rece, și de circa 1 420°C, în cazul fontei din cubiloul cu aer cald (temperaturile au fost măsurate fără corecție). Temperatura de turnare a fost cu circa 30—50°C mai mică.

Afară de cazurile cînd nu s-au introdus nici un fel de adaosuri în fontă (șarjele nr. 117 A, 121 A, 121 C, 125 A, 130 A, 137 , 183, 190, 244 A), au fost efectuate încercări de modificare a fontei cu feromangan (șarjele nr. 121 B, 125 B, 130 B), concomitent cu feromangan și ferosiliciu (șarjele nr. 121 F, 125 C, 130 C) sau cu diferite adaosuri de ferosiliciu (celelalte șarje). În cazul șarjei 125 B, feromanganul a fost topit în mod separat, înaintea introducerii lui în fontă. Modificatorii au fost introduși proporțional cu cantitatea de fontă din oală. Cantitățile de modificator introduse de fiecare dată au fost afectate de o anumită eroare care nu a influențat însă asupra rezultatelor probelor.

În tabela 2 sînt reprezentate încercările de modificare, precum și caracteristicile spărturilor pieselor pentru lagăre, pe care s-au efectuat cercetările.

După cum se vede din cele de mai sus, în fonta inițială au apărut întotdeauna pete albe.

Modificarea cu feromangan, precum și mărirea conținutului de mangan din fontă prin utilizarea fontelor speciale, în încărcătură nu a exercitat, practic, nici o influență asupra apariției acestor defecte. În același timp, mărirea temperaturii fontei prin elaborarea șarjelor în cubilouri cu aer cald de asemenea nu a exercitat nici o influență asupra apariției petelor albe.

Numai modificarea cu adaosuri mari (1—2 %) de ferosiliciu cu 75 % Si a determinat dispariția petelor albe și apariția spărturii cenușii (fig. 1*b*), cu toate că în punctele în care a apărut albirea fără adaosuri de modificator, chiar și după introducerea adaosului spărtura avea o nuanță mai deschisă. În tabela 2 se dau rezultatele analizelor, precum și raportul calculat dintre conținutul de mangan și conținutul de sulf.

Analizele au arătat că fonta utilizată era hipereutectică ; conținutul de siliciu depășea, de obicei, 3 % și chiar 4 % Si, după modificarea cu ferosiliciu. Conținutul de mangan s-a modificat în mod sensibil, de la 0,4 la 0,7 % Mn și, după modificarea cu feromangan, de la 1,0 la 1,5 % Mn. Variațiile conținutului de fosfor și de sulf n-au fost prea mari ; afară de aceasta, în piesele turnate au apărut cantități neînsemnate de crom. Raportul dintre conținutul de mangan și conținutul de sulf a variat în limite largi (între 4,5 și 6,0), iar prin utilizarea fontei brute speciale a variat între 9 și 15 ; în fonta modificată cu feromangan, acest raport a variat între 14 și 26.

Tabela 2

Nr. şarjei	Simbolul probei	Felul fontei (cantitatea şi natura modificatorului)*	Caracteristica spărturii pieselor turnate	Compoziţia chimică, %						Raportul Mn : S
				C	Si	Mn	P	S	Cr	
63		1% FeSi	cenuşie	3,18	3,95	0,39	0,22	0,118	0,03	3,30
74		0,2% FeSi	pete albe	3,33	2,61	0,39	0,25	0,096	0,02	4,06
	A	— (1)	pete albe	3,34	2,39	0,45	0,24	0,100	0,03	4,50
117	B	0,8% FeSi (1)	cenuşie	3,41	3,56	0,38	0,26	0,077		4,93
	C	1,0% FeSi (2)	cenuşie	3,40	3,95	0,45	0,26	0,067	0,00	6,72
	A	— (1)	pete albe	3,38	3,64	0,57		0,066	0,06	8,64
	B	1,5% FeSi (1)	cenuşie	3,29	4,70	0,57	0,24	0,058		9,83
121	C		pete albe	3,40	3,71	0,59	0,25	0,088		6,70
	D	1,0% FeMn (2)	pete albe	3,38	3,79	1,02	0,25	0,069		14,77
	E	1,0% FeMn (3)	pete albe	3,34	3,44	0,95	0,24	0,071	0,06	13,37
	F	1% FeSi + 1% FeMn (3)	cenuşie	3,26	4,13	1,15	0,24	0,066		17,43
	A	— (1)	pete albe	3,88	3,66	0,42	0,30	0,069	0,06	6,09
125	B	1,5% FeMn (1)	pete albe	3,30	3,56	1,24	0,29	0,066		18,78
	C	1,5% FeMn + 1,5% FeSi (1)	cenuşie	3,26	4,26	1,19	0,28	0,063		18,90
	A	— (1)	pete albe	3,32	3,35	0,42	0,23	0,082	0,11	5,12
130	B	2% FeMn (1)	pete albe	3,33	3,41	1,54	0,23	0,062		24,8
	C	2% FeMn + 2% FeSi (1)	cenuşie	3,31	4,43	1,50	0,23	0,057		26,3
132		2% FeSi	cenuşie	3,50	4,61	0,52	0,21	0,057	0,03	9,12
137		—	pete albe	3,34	4,20	0,57	0,18	0,079	0,07	7,22
169		1,5% FeSi	cenuşie	3,01	3,98	0,43	0,25	0,092	0,01	4,67
174		2% FeSi	cenuşie	3,10	4,73	0,50	0,19	0,075	0,04	6,67
178		2% FeSi	cenuşie	3,17	4,98	0,75	0,193	0,082	0,08	9,15
181		2% FeSi	cenuşie	3,38	4,86	0,57	0,211	0,069	0,04	8,27
183		—	pete albe	3,31	3,02	0,59	0,168	0,095	0,04	6,21
187		1,5% FeSi	cenuşie	3,27	4,26	0,86	0,240	0,068	0,07	12,65
190		—	pete albe	3,51	3,23	0,67	0,278	0,075	0,03	8,92
193		1,5% FeSi	cenuşie	3,55	3,68	0,83	0,20	0,061	0,04	13,60
202		1,5% FeSi	cenuşie	3,50	4,15	0,97	0,25	0,068	0,07	14,27
215		1,5% FeSi	cenuşie	3,21	3,87	1,00	0,27	0,083	0,05	12,05
219		1% FeSi	cenuşie	3,35	3,21	0,80	0,27	0,052	0,05	15,40
232		1,5% FeSi	cenuşie	3,29	4,38	0,66	0,26	0,091	0,07	7,26
237		1% FeSi	cenuşie	3,64	3,49		0,27		0,07	
244	A	—	pete albe	3,42	3,37	1,09	0,24	0,078		14,0
	B	1% FeSi	cenuşie	3,31	3,81	1,01	0,26	0,078	0,07	12,95

* Cifrele dintre paranteze reprezintă numărul oalei în cazul în care dintr-o singură şarjă au fost turnate piese de probă din mai multe oale.

Modul de topire nu a exercitat o influenţă vizibilă asupra structurii pieselor cu pete albe. În schimb, în fonta modificată cu ferosiliciu, în locurile unde fără acest adaos apăreau pete albe, s-a observat grafit nodular pe un fond ferito-perlitic (fig. 8 — şarja nr. 125 C, atac nital, × 500), iar uneori au apărut cantităţi neînsemnate de cementită liberă.

În cazul cînd conţinutul de siliciu era mare, depăşind valoarea de 4%, separările de grafit se situau pe un fond perlitic (fig. 9 — şarja nr. 121 B, atac reactiv Villela, × 500).

În zonele cu spărtură cenuşie, modificarea n-a exercitat o influenţă importantă asupra structurii; acolo a apărut, de obicei, grafitul fin interdendritic şi uneori grafit în rozetă pe un fond ferito-perlitic, iar cantitatea de ferită depindea de conţinutul de siliciu din fontă.

Afară de aceasta, la probele cercetate s-a mai observat, de obicei, eutectic fosforos, precum şi incluziuni de sulfuri.

S-au efectuat cercetări şi în legătură cu o eventuală segregaţie în piesele turnate. Pe suprafaţa unui număr de trei piese turnate (din şarjele nr. 121 A, 125 B şi 130 A) s-a făcut o analiză spectrografică calitativă în cinci puncte : în trei puncte în care a intervenit structura albă şi în două puncte cu structură cenuşie. Spectrogramele obţinute au fost practic identice. Numai în cele două puncte cu structură cenuşie a fost mai mic conţinutul de siliciu şi cel de mangan. Acest din urmă rezultat n-a fost încă confirmat de analiza cantitativă.

Pentru analiza cantitativă s-a separat mecanic partea de metal cu structură albită de cea cu structură cenuşie. Rezultatele analizelor, redate în tabela 3, arată că, cu toată deosebirea de structură, compoziţia chimică nu diferă în mod practic în ceea ce priveşte conţinutul de carbon, siliciu, mangan, sulf şi crom. Deci cauza apariţiei petelor albe nu o poate constitui segregaţia elementelor de mai sus.

Tabela 3

Nr. șarjei	Simbolul probei	Spărtura	Compoziția chimică, %				
			C	Si	Mn	S	Cr
121	A	albă	3,35	3,68	0,57	0,063	0,078
		cenușie	3,32	3,72	0,57	0,077	0,067
125	B	albă	3,29	3,53	1,26	0,078	
		cenușie	3,32	3,53	1,23	0,063	
130	A	albă	3,36	3,19		0,086	
		cenușie	3,36	3,18		0,100	

Pentru cercetarea vitezei de grafitizare au fost alese piese turnate din șarjele nr. 117 A și 137. Probele care prezentau pete albe au fost acoperite cu pastă Isol și, după uscare, au fost recoapte la temperatura de 900 sau 950°C într-un cuptor de laborator cu rezistențe, în atmosferă de azot. Timpul de încălzire a fost de circa două minute. După recoacere, probele au fost scoase din cuptor și răcite în aer, după care au fost șlefuite în vederea cercetării metalografice.

Cercetările au arătat că, după o recoacere timp de 7 min și 30 s la o temperatură de 950°C, atît la proba din șarja 117 A, cît și la proba din șarja 137, dispare cementita liberă din locurile albite (fig. 10 — atac nital, × 500). La temperatura de 900°C, timpul de grafitizare completă a fost de cîte 30 min pentru ambele tipuri de grafit.

În locurile cu spărtură cenușie, recoacerea nu a cauzat modificări vizibile de structură.

Concluzii. Cercetările efectuate permit formularea următoarelor concluzii : petele albe din piesele de fontă cu pereți subțiri reprezintă un fenomen diferit de albirea normală și inversă. Acest defect ar trebui să fie introdus în atlasul de defecte ale pieselor turnate.

Petele albe apar la piesele cu pereți subțiri (care se răcesc repede), turnate din fontă hipereutectică.

Structura metalografică a petelor albe se compune din separări fine de grafit nodular pe un fond metalic format din perlită, cementită și ferită.

Între petele albe și fonta din jurul lor cu structură cenușie nu există o zonă de tranziție, și delimitarea este foarte vizibilă.

Apariția petelor albe nu este influențată de compoziția chimică a fontei ; în special nu exercită nici o influență conținutul de siliciu, mangan, sulf, crom etc.

Petele albe nu constituie o consecință a segregației, în special în ceea ce privește C, Si, Mn, S și Cr.

Mărirea conținutului de mangan din fontă și a raportului dintre conținutul de mangan și conținutul de sulf (atît prin adăugare în încărcătură, cît și prin modificare) nu exercită nici o influență asupra apariției petelor albe, contrar afirmațiilor întîlnite în literatura din străinătate.

Modificarea fontei cu un adaos important (1—2%) de ferosiliciu (75% Si) asigură îndepărtarea cementitei din stratul albit ; în schimb, forma grafitului (nodulară) nu se modifică.

Descompunerea cementitei din zona albită are loc foarte repede (la temperatura de 950°C, după 7,5 min, iar la temperatura de 900°C după 30 min).

În consecință, în scopul preîntîmpinării apariției petelor albe la piesele de fontă cu pereți subțiri, este necesară aplicarea modificării cu ferosiliciu (75% Si) sau aplicarea recoacerii pieselor turnate. Se pare, de asemenea, că o influență pozitivă o are micșorarea vitezei de răcire (prin micșorarea conductibilității termice a formei sau utilizarea unor fonte cu compoziția chimică hipoeutectică).

[1] Analysis of castings defects. Chicago, 1947. [2] *Gierdziejevski, K.* Defectele de turnare și sistematizarea acestora. Cracovia, 1948. [3] Atlas of defects in castings (prepared by sub-committee T.S. 9 of the Technical Council). Manchester, 1950. [4] Comission internationale des défauts de fonderie album de défauts de fonderie, vol. 1. Paris, 1952. [5] *Januszewicz, P., Kalata, C.* și *Kobylinski, S.* Sistematizarea defectelor de turnare ale pieselor de fontă. Varșovia, 1956. [6] *Ossan, B.* Über Durchseigerung und durch sie veranlasste harte Stellen in Gusstücken. In : Stahl und Eisen 40, 1920, p. 145. [7] *Fischer, F. E.* Inverse chill. Pig iron notes, autumn, 1939, p. 121, [8] *Morrogh, H.* și *Williams, W. J.* Graphite formation in cast irons and nickel-carbon and cobalt-carbon alloys In : Journal of the iron and steel Institute 155, 1947, p. 321. [9] *Morrogh, H.* și *Williams, W. J.* Graphite formation in grey cast iron. In : Proceedings of the Institute of british foundryman 40, 1946—1947, p. 47. [10] *Hanemann, H.* și *Schrader, A.* Atlas Metallographicus, vol. 2. Berlin, 1936, p. 5. [11] *Zappfe, C. A., Phebus, R. L.* Cause and cure of inverse chill and hard spots in cast iron. In : Transaction of American society for metals 41, 1949, p. 259. [12] *Meallier, A.* Trempe inverse des fontes. In : Fonderie, nr. 189, 1961, p. 410. [13] *Touceda, E.* Invers chill in malleable iron. In : Transactions of the American foundrymen's association 48, nr. 3, p. 449. [14] *Morrogh, H.* In : Transaction of American society for metals, written discussion, 41, 1949, p. 285. [15] *Nerbury, A. L.* și *Morgan, F.* The effect of nonmetalic inclusion of the graphite size in grey cast iron. In : Journal of the iron and steel Institute 84, nr. 2, 1936, p. 327.

CZ 669.14-415 : 621.785.3 : 620.16

Stabilirea de relații practice prin valorificarea unor date urmărite la recoacerea tablelor subțiri de oțel

Ing. I. FRANŢIU și matematician A. NICOLAU
ICEM

Scopul principal avut în vedere este găsirea regimului de recoacere care, în fabricația tablelor subțiri de oțel decapate, să asigure cu probabilitatea cea mai mare calitatea prescrisă în STAS 1988–59 pentru ambutisare, calitatea TDA.

S-a eliminat de la început cercetarea factorilor din fazele anterioare procesului de recoacere, considerînd că în aceste faze s-au respectat întrutotul prescripțiile tehnologiei de fabricație, adică s-a admis că elaborarea oțelului, laminarea lingourilor în platine, urmată de laminarea platinelor în table și decaparea lor, s-au executat în condiții bune.

Cuptorul de recoacere utilizat este un cuptor-tunel de construcție obișnuită cuprinzînd în total 13 vagonete pe care se încarcă tablele subțiri stivuite în cîte o ladă de recoacere, din care : patru vagonete în zona de preîncălzire, șase vagonete în zona de încălzire și trei vagonete în zona de răcire.

Lăzile de recoacere sînt executate din mase de oțel turnat și din capace din table groase de oțel asamblate prin sudare și etanșate cu nisip. Capacitatea de încărcare a lăzilor este de 6–7 tone.

Calitatea de ambutisare a tablelor decapate se caracterizează în standard prin indicatorul determinat cu aparatul Erichsen, care exprimă adîncimea, în mm, a calotei în momentul apariției primei fisuri. În STAS 1988–59 se prescriu, pentru grosimile de la 0,2 la 2 mm, adîncimile minime în mm pentru două calități : TD — tablă decapată și TDA — tablă decapată pentru ambutisare.

În vederea urmăririi comparative și a utilizării în relații matematice a indicatorilor obținuți la încercarea calității de ambutisare a tablelor decapate de diferite grosimi s-a recurs la un artificiu, concepînd și utilizînd noțiunea de „indicator de ambutisare comparativ", notat cu *e*, care este raportul, exprimat în % dintre indicatorul obținut la încercarea de ambutisare și acela prescris în STAS 1988–59, la calitatea TD, pentru grosimea dată a tablei încercate. Astfel, de exemplu, dacă la încercarea unei table decapate de 0,6 mm grosime s-a obținut indicatorul de ambutisare de 8 mm, indicatorul comparativ este :

$$e = \frac{8}{7,2} \cdot 100 = 111\%, \qquad (1)$$

unde 7,2 este valoarea minimă a adîncimii calotei, prescrisă în STAS 1988–59 la tablele de 0,6 mm grosime pentru calitatea TD.

Seriile complete ale datelor de exploatare și de laborator înregistrate în perioada de urmărire a procesului de recoacere sînt cuprinse în tabela 1.

În cadrul unor lucrări [1], [2] s-au tratat variante de prelucrare matematică-empirică-statistică a unei părți din datele cuprinse în tabela 1, coloanele de la 1 la 6 inclusiv.

Rezultatul prelucrării a fost o relație între patru parametri importanți de care depinde în practica recoacerii proprietatea de ambutisare.

Ținînd seamă de precizările făcute, s-a propus relația următoare pentru calculul timpului minim de menținere în zona de încălzire :

$$h \geqslant 11,54 + 0,92\, i - 5,4 \frac{t}{1\,000} - 1,77\, g \qquad (2)$$

unde *i* este încărcarea efectivă a lăzii de recoacere, t ; *t* — temperatura măsurată în partea de mijloc a zonei de încălzire din cuptor, °C ; *g* — grosimea celor mai subțiri table încărcate în ladă, mm ; *h* — durata de menținere în ore a unei lăzi de recoacere cu vagonetul ei în zona de încălzire ; această durată cuprinde șase reprize de menținere timp de circa $\frac{h}{6}$ ore în fiecare dintre cele șase poziții ale vagonetelor pe care le cuprinde zona de încălzire.

Verificarea experimentală a relației (2) la fabricația tablelor decapate pentru cositorire (de 0,28 mm grosime) a dat rezultate mulțumitoare (tabela 2).

În lucrarea de față se prezintă modul cum s-au valorificat în etapa a doua, prin prelucrarea matematică-statistică, celelalte date din tabela 1, coloanele de la 7 la 15 inclusiv.

În acest scop s-au formulat următoarele teme :

Se va cerceta dacă există și care este legătura dintre parametrii următori :

— *e* (indicatorul comparativ de ambutisare), σ_r (rezistența de rupere la tracțiune) și δ (alungirea) ;

— *w* (omogenitatea grăunților), *c* (prezența cementitei terțiare), σ_r (rezistența de rupere la tracțiune), δ (alungirea) și *e* (indicatorul comparativ de ambutisare) ;

— parametrii *h*, *i*, *t*, *g* și *e*, care figurează în relația (2), și compoziția chimică a șarjei de oțel.

Tabela 1

Nr. crt.	Grosimea tablei, mm	Încărcarea lăzilor, t	Timpul de încălzire, h	Temperatura de încălzire, °C	Indicatorul de ambutisare, *e*		Microstructura			Proprietăți mecanice		Compoziția chimică (oțeluri necalmate), %			
					realizat, mm	comparativ, %	omogenitate, *w*	mărimea grăunților, *u. a.*, *a.*	cementită terțiară, *c*	σ_r, kgf/mm²	δ_{10}, %	C	Mn	P	S
1	1,5	6,3	—	993	11,1	120	0	6—7 ; u.a.	0	43,8	26	0,09	0,30	0,034	0,024
2	1,5	6,44	6,00	993	11,0	120	0	5 ; u.a.	0	34,0	24	0,11	0,41	0,040	0,030
3	0,6	5,68	7,20	947	8,0	111	0	5,5 ; u.a.	0	35,0	20	0,08	0,43	0,025	0,036
4	0,75	6,34	—	953	7,2	93	0,3	6 ; a.	1	35,6	8	0,10	0,39	0,049	0,036
5	0,45	6,08	9,03	917	7,9	118	1	5,5 ;	2	33,0	25	0,08	0,43	0,035	0,036
6	0,40	4,40	8,00	927	8,0	123	1	6	2	32,0	22	0,10	0,32	0,025	0,029
7	1,0	2,06	7,35	870	9,5	110	0	5	2	31,5	26	0,09	0,43	0,040	0,028
8	0,28	4,90	11,55	933	5,8	100	0	5 ; a.	—	30,6	10	0,08	0,33	0,024	0,021
9	0,4	—	10,30	910	6,1	100	1	5 ; a.	2	28,3	17	0,07	0,40	0,039	0,023
10	0,4	—	11,40	913	6,2	95	1	5 ; u.a.	—	32,5	9	0,13	0,50	0,032	0,027
11	0,6	—	12,25	880	8,4	117	0	6	—	40,8	26	0,10	0,35	0,044	0,039
12	0,45	—	13,10	860	7,2	107	1	6 ; a.	—	40,0	16	0,10	0,34	0,035	0,033
13	0,6	—	7,25	867	8,0	111	0,5	6	2	31,6	20	0,10	0,40	0,038	0,032
14	0,45	6,27	7,15	840	7,2	107	0,5	5 ; a.	2	29,0	18	0,08	0,33	0,026	0,032
15	0,5	6,37	7,50	860	7,9	114	0,5	5 ; a.	—	27,0	26	0,09	0,33	0,028	0,030
16	1,0	6,00	8,35	870	10,2	118	0	5 ;5, a.	—	34,0	22	0,08	0,44	0,030	0,028
17	0,5	7,79	6,05	870	6,9	100	0	5 ; u.a.	2	30,0	18	0,07	0,36	0,026	0,022
18	0,8	5,71	10,30	903	7,8	96	0,5	5 ; a.	2	26,0	18	0,10	0,30	0,054	0,034
19	0,6	6,03	6,10	866	7,5	104	0,5	5	—	25,0	24	0,09	0,33	0,028	0,030
20	1,0	4,80	7,45	860	10,0	116	1	5	—	31,5	18	0,09	0,33	0,028	0,030
21	0,4	5,58	6,15	860	6,5	100	0	5 ; u.a.	2	31,0	12	0,08	0,41	0,036	0,029
22	0,4	5,72	6,15	873	6,8	104	0,5	5 ; a.	—	35,0	20	0,08	0,41	0,036	0,029
23	0,4	5,18	6,15	900	6,5	100	0,5	5 ; u.a.	2	33,0	18	0,08	0,41	0,036	0,029
24	0,5	5,77	8,05	907	8,0	116	0,5	5 ; a.	1	27,0	28	0,07	0,45	0,026	0,030
25	0,5	5,90	7,40	907	7,9	114	0,5	5 ; a.	2	26,0	28	0,07	0,45	0,026	0,030
26	1,5	6,93	8,00	910	11,1	121	0,5	5	2	30,5	26	0,11	0,27	0,039	0,033
27	0,45	6,90	8,05	928	7	104	1	5 ; a.	2	30,0	16	0,09	0,28	0,035	0,032
28	0,4	7,10	8,10	223	6,3	97	1	5 ; a.	2	28,0	17	0,09	0,28	0,035	0,032
29	0,75	6,51	8,35	920	8,7	113	0	6	—	34,0	28	0,10	0,26	0,028	0,036
30	0,45	6,40	8,00	923	7,7	115	0,5	5,5	1	28,0	18	0,08	0,33	0,026	0,032
31	0,45	7,10	8,10	928	7	104	0,5	6 ; a.	1	31,0	16	0,10	0,37	0,035	0,033
32	0,26	6,36	8,00	866	6,5	112	0,5	5 ; u.a.	—	31,0	21	0,07	0,24	0,028	0,027
33	0,8	6,45	8,30	866	9	115	1	5,5 ;u.a.	—	26,0	28	0,08	0,32	0,029	0,028
34	0,8	6,18	8,05	876	9,3	119	1	5 ; u.a.	—	27,0	26	0,08	0,32	0,029	0,028
35	0,6	7,01	6,30	920	8	111	0,5	6	2	30,0	28	0,09	0,41	0,033	0,029
36	0,8	5,66	9,00	927	9,9	127	0	6 ;	1	28,0	31	0,08	0,36	0,031	0,026
37	1,0	5,81	7,50	950	9,8	114	0	5,5 ; u.a.	2	29,0	24	0,08	0,37	0,029	0,029
38	0,45	5,92	8,10	933	6,5	97	1	6 ;	2	34,0	19	0,10	0,36	0,033	0,025
39	0,28	6,90	8,40	923	6,1	105	1	5,5 ; a.	2	29,0	18	0,07	0,24	0,028	0,027
40	0,4	6,90	8,04	928	7,2	111	1	5 ; a.	2	29,0	20	0,11	0,34	0,030	0,032

Notații. Omogenitate : $w=0$ – grăunți omogeni : $w=0,5$ – grăunți aproape omogeni ; $w=1$ – grăunți neomogeni. Mărimea grăunților (punctaj ASTM) : *u.a.* ușor alungiți ; *a* – alungiți. Cementita terțiară : $c=0$ – lipsește ; $c=1$ – în cantitate mică : $c=2$ – prezentă.

Tabela 2

Experimentarea nr.	Sarja nr.	Durata menținerii în zona de încălzire, ore – minute		Indicatorul de ambutisare, mm	
		minimă, calculată cu relația (2)	realizată în exploatare	realizat	prescris în standard
1	147	9—40	10—20	7,1	7,0
	158	10—00	10—00	7,3	7,0
	162	9—45	8—50*	6,5	7,0
2	4 810	9—45	9—00*	6,0	7,0
	4 814	10—00	9—50	7,0	7,0
	4 815	10—00	10—00	6,9	7,0
	4 817	10—00	9—10*	6,6	7,0

* Valorile realizate, notate cu acest semn, se abat mult de la valorile calculate ceea ce a dus la indicatori realizați sub valorile prescrise în standard.

Prelucrarea matematică-statistică a datelor din tabela 1 privind parametrii menționați a rezolvat următoarele probleme : a) determinarea coeficienților centralizați de corelație, care arată gradul de legătură dintre parametrii examinați ; b) stabilirea funcției liniare a legăturii dintre parametrii considerați ; c) determinarea abaterilor medii pătratice ale funcției liniare față de ,,adevărata'' legătură ; d) cercetarea coeficienților parțiali de corelație, care arată gradul de legătură dintre doi parametri oarecare din forma liniară a legăturii dintre toți parametrii.

Soluțiile rezultate din rezolvarea problemelor de mai sus au constituit materialul pentru formarea unei imagini de ansamblu asupra legăturii dintre parametrii cercetați și pentru tragerea concluziilor utile la îmbunătățirea tehnologiei de recoacere.

Se menționează că mărimea grăunților, una dintre caracteristicile de microstructură, nu a fost luată în considerare, deoarece are în toată selecția variații relativ mici.

Calculele laborioase pe care le-a comportat prelucrarea matematică au fost efectuate cu mașinile electronice de calcul CIFA-2 și CIFA-3.

Legătura dintre e și proprietățile mecanice σ_r și δ. Prelucrarea matematică a scos la iveală faptul că relațiile în care apare raportul $K_v = \frac{\delta}{\sigma_r}$ au coeficienții de corelație mai mici decît relațiile în care δ și σ_r apar separat.

Relațiile stabilite pe cale matematică și transscrise cu simbolurile parametrilor considerați sînt următoarele :

$$e = 0{,}3\ \sigma_r + 1{,}1\ \delta + 78, \qquad (3)$$

$$\sigma_r = 0{,}135\ e - 0{,}2\ \delta + 20, \qquad (4)$$

$$\delta = 0{,}49\ e - 0{,}2\ \sigma_r - 27. \qquad (5)$$

Valorile coeficienților de corelație centralizați ai relațiilor (3) și (5) sînt buni, peste 0,7, în timp ce la relația (4) acest coeficient este 0,218, adică slab.

Relațiile (3) și (5) prezintă interes practic, deoarece reprezintă legături între proprietățile mecanice și tehnologice urmărite în mod obișnuit în fabricația tablelor decapate. Cu ajutorul acestor relații se pot prevedea valorile probabile ale unuia dintre parametri, cunoscînd valorile celorlalți parametri.

Rezolvînd relația (5) în raport cu e, făcînd media cu relația (3) și rotunjind pentru simplificare valorile coeficienților, s-a obținut relația următoare :

$$e = 0{,}4\ \sigma_r + 1{,}6\ \delta + 67. \qquad (6)$$

După cum se poate vedea din tabela 3, această relație dă în medie rezultate practic foarte apropiate de realizările din tabela 1, la pozițiile care au $e \geqslant 118\%$, adică pozițiile la care indicatorul de ambutisare corespunde calității TDA.

Tabela 3

Nr. poziției din tabela 1	Valori calculate cu relația (6), e %	Valori realizate, e %
1	126,1	120
2	119,0	120
5	120,2	118
6	115,0	123
16	115,8	118
26	120,8	121
34	119,4	119
36	127,8	127
Medii	120,50	120,75

Făcînd în relația (6) înlocuirile $e \geqslant 118$ și $\sigma_r = 30{,}1$ (media rezistențelor din tabela 1, la pozițiile luate în calcul pentru determinarea relației (6)), se obține relația următoare :

$$\delta \geqslant 24{,}5. \qquad (7)$$

Introducînd în relația (6) valoarea $e \geqslant 118$ și împărțind toți termenii cu valoarea medie $\sigma_r = 30{,}1$, afară de termenul 1,6 δ, la care împărțirea se face cu σ_r, ca să apară raportul $\frac{\delta}{\sigma_r}$ și făcînd calculele, se obține relația următoare :

$$\frac{\delta}{\sigma_r} \geqslant 0{,}81. \qquad (8)$$

Adunînd relațiile (4) și (5) și făcînd înlocuirea $e \geqslant 118$, se obține relația următoare :

$$\sigma_r + \delta \geqslant 55{,}7. \qquad (9)$$

Relațiile (7), (8) și (9), stabilite mai sus, se pot transforma în condiții tehnice și utiliza în practică pentru selecționarea, din cantitățile de tablă decapată produsă, a acelor loturi, care corespund, cu o probabilitate bună, calității TDA; adică relațiile date se pot aplica pentru a face verificări în plus față de cele curente prescrise în standard pentru calitatea TDA.

Legătura dintre w, c, σ_r, δ și e. Pentru a putea fi introduse în calcule matematice, caracteristicele metalografice s-au notat fizic în felul următor : $w = 0$ — grăunți omogeni ; $w = 0{,}5$ — grăunți aproape omogeni ; $w = 1$ — grăunți neomogeni ; $c = 0$ — cementita terțiară lipsește ; $c = 1$ — cementita terțiară se găsește în cantitate mică ; $c = 2$ — cementita terțiară este prezentă.

Pe cale matematică s-a stabilit cu aceste notații relația următoare, în care semnele coeficienților sînt în concordanță cu semnificația fizică a influenței parametrilor respectivi, iar coeficientul centralizat de corelație este bun, avînd valoarea peste 0,7 :

$$e = 101{,}61 - 3{,}18\ w - 4{,}08\ c + 24{,}88\ \frac{\delta}{\sigma_r} \cdot \qquad (10)$$

Punînd în relația (10), de mai sus, condițiile stabilite anterior $e \geqslant 118$ și $\frac{\delta}{\sigma_r} \geqslant 0{,}81$ (relația (8), făcînd calculele și rotunjirile de simplificare, se obține relația următoare :

$$w + 1{,}3\ c \geqslant 1{,}2. \qquad (11)$$

Din interpretarea acestei relații rezultă concluziile următoare : chiar la $w = 0$, adică la o structură cu grăunți omogeni, c trebuie să ia valori sub 1, adică cementita terțiară să lipsească ; prezența cementitei terțiare, $c = 2$, nu este compatibilă cu calitatea de ambutisaj a tablelor decapate.

După cum se constată, concluziile de mai sus sînt în concordanță cu condițiile cunoscute din practica fabricației tablelor decapate de ambutisaj profund.

Legătura dintre h, i, t, g, e și compoziția chimică a șarjei de oțel. Compoziția chimică a fost luată în calcule recurgînd la un coeficient de referință C_R, exprimat în felul următor în funcție de conținuturile în procente ale elementelor C, Mn, P și S în șarja de oțel :

$$C_R = \%C + \frac{\%\,Mn}{4,6} + \frac{\%\,(P+S)}{2,6}.$$

Valorile numerice de la numitorul membrilor din relația de mai sus reprezintă raportul aproximativ dintre greutatea atomică a elementelor respective și cea a carbonului.

Calculele matematice în care s-au utilizat elementele din tabela 1 și notațiile menționate au dus, după simplificările și rotunjirile operate, la relația următoare :

$$h \geqslant 14\ C_R - 0,5\,g - 0,25\,i + \frac{14}{1\ 000}\,t - 5. \quad (12)$$

În tabela 4 se reproduce tabela 2 în care s-au introdus și duratele de încălzire h determinate cu ajutorul relației (12).

Tabela 4

Experimentarea nr.	Șarja	Durata menținerii în zona de încălzire, ore – minute			Indicatorul de ambutisare, mm	
		minimă, calculată		realizată în exploatare	realizat	prescris în standard
		relația (2)	relația (12)			
1	147	9–40	9–31	10–20	7,1	7,0
	158	10–00	9–03	10–00	7,3	7,0
	162	9–45	9–40	8–50*	6,5	7,0
2	4 810	9–45	9–31	9–00*	6,0	7,0
	4 814	10–00	9–45	9–50	7,0	7,0
	4 815	10–00	9–37	10–00	6,9	7,0
	4 817	10–00	10–08	9–10*	6,6	7,0

* Valorile realizate, notate cu acest semn, se abat mult de la valorile calculate ceea ce a dus la indicatori realizați sub valorile prescrise în standard.

Rezultatele obținute cu aplicarea relației (12), grupate în tabela (4), se consideră satisfăcătoare, astfel că recomandarea pentru aplicarea ei în practică apare îndreptățită.

Concluzii. Dintr-un conglomerat de date de exploatare și de laborator, înregistrate la urmărirea recoacerii tablelor subțiri de oțel, s-a reușit ca, aplicînd într-o primă etapă metode de prelucrare mai simple și într-o etapă următoare metode matematice-statistice mai avansate, să se obțină relații între parametrii procesului de fabricație, utile pentru conducerea procesului și îmbunătățirea calității producției.

Numărul de 40 de cazuri urmărite este aproape de limita inferioară indicată pentru prelucrarea unor date de exploatare.

Relațiile în care apar datele de laborator (σ_r, δ, w, c) au avut coeficienți de corelație mai buni decît cele cu date uzinale (h, g, i, t), ceea ce pare să confirme faptul că datele în laborator se urmăresc și se înregistrează mai fidel și mai conștiincios decît în uzină.

Fără îndoială că prelucrarea matematică-statistică duce la rezultate cu atît mai bune, adică mai sigure, mai exacte și în concordanță cu semnificația fizică a parametrilor, cu cît numărul parametrilor urmăriți și numărul cazurilor cercetate este mai mare și cu cît înregistrarea lor se face mai regulat și mai conștiincios. Respectarea acestor condiții are o importanță hotărîtoare asupra rezultatelor obținute.

Exemplele din lucrarea de față sînt prezentate pe scurt cu scopul de a ilustra posibilitățile și de a stimula aplicarea metodelor matematice-statistice la prelucrarea sistematică a datelor înregistrate în uzină și în laborator, în cadrul urmăririi unor procese de fabricație sau a unor experimentări.

Prelucrarea datelor, stabilirea relațiilor, verificarea și interpretarea lor cer operații laborioase, un volum mare de lucru. Pentru a obține rezultate bune, a reduce operațiile de calcul la strictul necesar și a rezolva problema în termen cît mai scurt, între tehnologul procesului urmărit și matematicianul care urmează să aplice metodele de calcul cele mai adecvate trebuie să existe o colaborare bună și contacte dese în vederea examinării pe parcurs a rezultatelor parțiale și îndreptării din vreme a calculelor în direcția care prezintă utilitatea practică cea mai bună.

[1] Metalurgia și construcția de mașini 13, nr. 4, 1961, p. 279–282. [2] Metalurgia și construcția de mașini 14, nr. 6, 1962, p. 492.

CZ 669.162.28.012.7

Eficiența economică a folosirii gazului metan și a oxigenului în furnale

Ing. I. DANILOV și ing. T. NICOLESCU
IPROMET

Economicitatea procesului de elaborare a fontei în furnale este determinată în bună parte de consumul specific de cocs, costul acestuia reprezentînd în medie 40–50% din costul fontei. Pe lîngă costul relativ ridicat, cocsul reprezintă pentru majoritatea țărilor, un material deficitar.

În aceste condiții, progresele tehnice realizate în producerea fontei și în pregătirea minereurilor urmăresc în ultima analiză ridicarea productivității furnalelor și reducerea consumului specific de cocs. Astfel, indicii de tehnicitate cei mai siguri ai unei secții de furnale îi formează, fără îndoială, coeficientul de utilizare a volumului util și consumul specific de cocs.

Indici superiori în funcționarea furnalelor se obțin prin îmbogățirea avansată a minereurilor, sinterizarea sau peletizarea acestora, pregătirea corectă a șarjei, funcționarea furnalelor cu temperatură și cu presiune ridicată a aerului insuflat. Alături de aceste mijloace, în ultimii ani s-a introdus insuflarea prin gurile de aer a gazelor reducătoare, singure sau cu adaos de oxigen în aer. Insuflarea de gaze reducătoare trebuie să fie însoțită însă concomitent de o bună pregătire a încărcăturii furnalului (atît cît permite baza de materii prime locală).

Insuflarea de gaze naturale trebuie să fie analizată sub raportul efectului termic, efectului chimic, al balanței de materiale și al circulației de gaze.

Gazele naturale, datorită reacțiilor endotermice care se produc la insuflarea lor, coboară temperatura în creuzet. Excesul de gaze reducătoare ($CO + H_2$) care se obține accelerează procesul de reducere indirectă, avînd ca efect degajarea unei cantități suplimentare de căldură și creșterea cantității de cocs care ajunge la gurile de aer.

Ca rezultat a două fenomene de sens invers (consumul suplimentar de căldură în creuzet și dezvoltarea reacțiilor indirecte) și în funcție de temperaturile și echilibrul termic și termochimic din diferitele zone ale furnalului, consumul specific de cocs poate să scadă sau chiar să crească.

În principiu, insuflarea de gaz natural sau de combustibil lichid nu trebuie să deranjeze echilibrul termic sau gazodinamic al proceselor din furnal. Temperatura gazelor în creuzet, în dreptul gurilor de aer, trebuie să fie aproximativ aceeași în orice regim de funcționare : fără insuflare de gaze, cu insuflare de gaze și cu insuflare combinată de gaze și de oxigen. În acest scop, insuflarea de gaz metan este, de obicei, însoțită de ridicarea temperaturii aerului suflat sau de insuflarea concomitentă de oxigen. Consumul de căldură pentru disocierea gazelor insuflate în creuzet trebuie să fie compensat de căldura suplimentară adusă de aerul încălzit la o temperatură mai ridicată, această căldură fiind obținută pe seama unor combustibili mai ieftini decît cocsul — gaz de furnal cu adaos de gaz metan. Cantitatea de gaze naturale sau de combustibil lichid care poate fi introdusă în creuzet este limitată de temperatura maximă care poate fi atinsă de aerul insuflat.

Insuflarea oxigenului nu mărește aportul de căldură din exterior, dar permite atingerea unor temperaturi mai ridicate în creuzet. Căldura suplimentară cheltuită cu reacțiile endotermice este compensată prin arderea unei cantități mai mari de combustibil. Din această cauză, reduceri mai importante de consum specific de cocs, în raport cu cantitatea de gaze insuflate, sînt obținute prin ridicarea temperaturii aerului.

Posibilitățile preîncălzitoarelor de aer sînt însă limitate de construcția lor, de rezistența materialelor refractare și în mod special de rezistența armăturilor, astfel că mărirea debitului de gaze naturale sau de combustibil lichid peste cantitatea îngăduită de temperatura maximă a aerului suflat se realizează prin insuflarea combinată de gaze naturale și de oxigen.

Reducerea consumului specific de cocs în diferite regimuri de funcționare depinde de debitul de gaze naturale, de temperatura aerului suflat și, respectiv, de temperatura în creuzet, precum și de proprietățile gazodinamice ale încărcăturii. Efectul maxim se obține la funcționarea cu temperatura aerului ridicată și cu încărcătura corect pregătită (separarea măruntului, cocs rezistent etc.).

Pentru a se putea analiza eficiența economică a folosirii gazului metan și a oxigenului în condițiile din R.P.R., au fost determinați principalii indici caracterizînd funcționarea furnalelor la C.S. Hunedoara (furnale de 1 000 m^3) și de la C.S. Reșița (furnale de 700 m^3). S-au calculat datele pentru trei regimuri de lucru : 1) regimul de referință fără insuflare de oxigen la temperatura aerului suflat de 800°C ; la aceste combinate, în condițiile de funcționare fără insuflare de abur sau de gaz metan, temperatura de 800°C constituie temperatura maximă pentru regimul de referință (funcționare îndelungată cu încărcătură obișnuită) ; 2) regimul de funcționare cu insuflare de gaz metan la temperatura aerului suflat de 1 000°C, și 3) regimul de funcționare cu insuflare combinată de gaz metan și de oxigen (30 % în aer) la temperatura aerului suflat de 1 000°C.

Debitele de gaz metan au fost determinate în condițiile menținerii constante a temperaturii la gurile de aer.

Calculul consumurilor specifice și al celorlalți indici a fost făcut în condiții apropiate de acelea prevăzute în proiectele de sistematizare a întreprinderilor respective.

Condițiile actuale de exploatare a furnalelor fiind diferite de acelea luate în considerare pentru viitor, calculele nu au putut fi verificate prin date obținute în exploatare.

Înainte de a se analiza aspectele economice ale folosirii gazului metan și a oxigenului în condițiile prevăzute pentru viitor în R.P.R., s-a întocmit o primă analiză corespunzătoare condițiilor de exploatare a furnalelor de la Zaporojstali U.R.S.S., pentru care se dispune de date puse în concordanță cu rezultatele obținute în practica industrială și extinse la un domeniu mai larg.

Această analiză constituie o verificare indirectă a calculelor întocmite pentru condițiile din R.P.R. și îngăduie interpretarea mai largă a concluziilor obținute.

Analiza economică a datelor tehnice referitoare la furnalele de la Zaporojstali

În această analiză se folosesc datele publicate în lucrarea lui N. K. Leonidov și Iu. I. Gohman[*], în care se prezintă influența folosirii gazului metan și a oxigenului asupra regimului de funcționare a furnalelor de la Magnitogorsk și Zaporojstali.

Datele prezentate arată că posibilitatea de a economisi cocsul prin folosirea gazului metan și a oxigenului este cu atît mai mare, cu cît condițiile locale (calitatea minereurilor și a cocsului) duc la un consum specific mai mare de cocs în regimul de funcționare cu aer atmosferic, fără adaos de gaz metan și oxigen. Avînd în vedere că în R.P.R. calitatea minereurilor și a cocsului se prevede a fi relativ mai defavorabilă, analiza economică se întocmește numai pentru datele referitoare la furnalele de la Zaporojstali, la care condițiile de funcționare sînt mai apropiate de acelea din R.P.R.

Pentru a scoate în evidență ponderea influenței celor doi factori care concură la majorarea consumului de gaz metan — mărirea temperaturii aerului insuflat în furnal și adaosul de oxigen în aer — în diferite condiții, analiza se întocmește pentru șase cazuri ipotetice de modificare a regimului furnalelor, caracterizate în general prin regimul la care se ajunge.

În figurile 1—9 se arată reducerea prețului de cost în funcție de diferiți parametri.

Cazul A. 1 (fig. 1) corespunde trecerii de la regimul fără adaos de gaz metan (regimul A) la regimul A. 1 în care se folosește gaz metan[*], fără adaos de oxigen și fără mărirea temperaturii aerului (900°C).

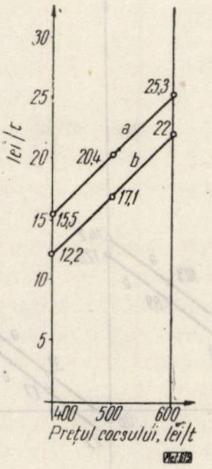


Fig. 1

Cazul A. 2 corespunde trecerii de la regimul A. 1 la regimul A. 2 în care se sporește consumul de gaz metan prin îmbogățirea aerului în oxigen pînă la 30 %, temperatura lui fiind menținută la 900°C (fig. 2).

Cazul B corespunde trecerii de la regimul A. 1 la regimul B în care se sporește consumul de gaz metan prin mărirea temperaturii aerului la 1 200°C, fără adaos de oxigen (fig. 3).

Cazul C. 1 corespunde trecerii de la regimul B la regimul C. 1 în care se sporește consumul de gaz metan prin îmbogățirea aerului în oxigen pînă la 30 %, temperatura lui fiind menținută la 1 200°C (fig. 4).

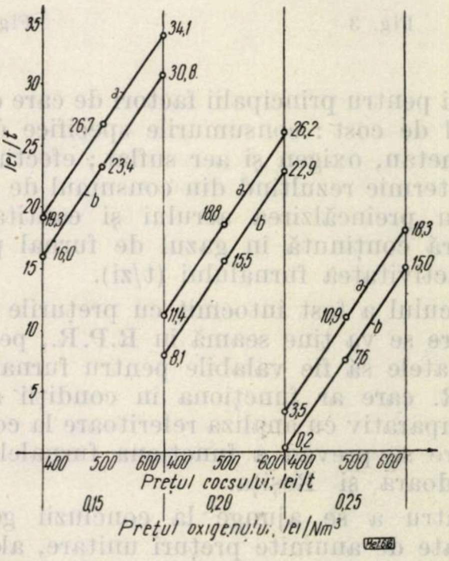


Fig. 2

Cazul C. 2 corespunde trecerii de la regimul C. 1 la regimul C. 2 în care se sporește consumul de gaz metan prin mărirea adaosului de oxigen pînă la 35 % O_2 în aer, cu menținerea temperaturii acestuia la 1 200°C (fig. 5).

Cazul D corespunde trecerii de la regimul A. 2 la regimul C. 1, respectiv măririi temperaturii aerului de la 900°C la 1 200°C în condiţiile funcţionării cu aer îmbogăţit în oxigen pînă la 30 % (fig. 6).

---

[*] Eficacitatea utilizării gazelor naturale în furnal. Lucrările consfătuirii unionale a furnaliștilor și aglomeratorilor, Magnitogorsk, 1960.

[*] În toate calculele următoare prețul gazului metan se adoptă la 115 lei/Nm³ × 10³ (curbele *a* din figuri) și 200 ei/Nm³ × 10³ curbele *b* din figuri).

Influenţa modificării regimului furnalelor asupra preţului de cost al fontei a fost calculată

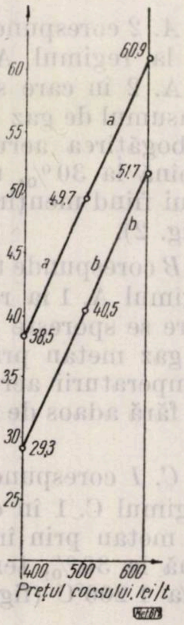


Fig. 3

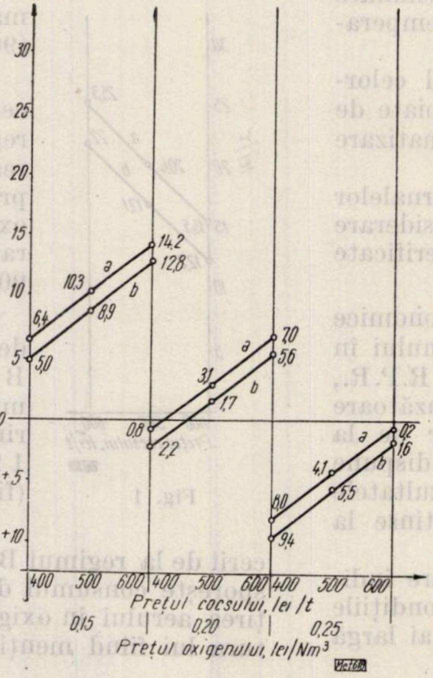


Fig. 4

numai pentru principalii factori de care depinde preţul de cost: consumurile specifice de cocs, gaz metan, oxigen şi aer suflat; efectul bilanţului termic rezultînd din consumul de căldură pentru preîncălzirea aerului şi cantitatea de căldură conţinută în gazul de furnal produs: productivitatea furnalului (t/zi).

Calculul a fost întocmit cu preţurile unitare de care se va ţine seamă în R.P.R., pentru ca rezultatele să fie valabile pentru furnalele din R.P.R. care ar funcţiona în condiţii similare şi comparativ cu analiza referitoare la condiţiile în care se prevăd a funcţiona furnalele de la Hunedoara şi Reşiţa.

Pentru a se ajunge la concluzii generale nelegate de anumite preţuri unitare, alese mai mult sau mai puţin arbitrar, influenţa asupra preţului de cost a fost calculată pentru mai multe preţuri ale elementelor principale, acoperind intervalul în care se pot încadra cazurile concrete locale sau calculele în condiţii limită. Preţurile unitare folosite sînt:

— cocs metalurgic 400 lei/t—500 lei/t—600 lei/t;

— oxigen tehnic 0,15 lei/Nm³ 0,20 lei/Nm³—0,25 lei/Nm³;

— aer suflat 10 lei/10³ Nm³ (inclusiv cheltuielile pentru caupere, cu excepţia combustibilului);

— gaz metan 115 lei/10³ Nm³—200 lei/10³ Nm³; corespunzător pentru combustibilul folosit la încălzirea aerului 14,4 lei/10⁶ kcal—25,0 lei/10⁶ kcal;

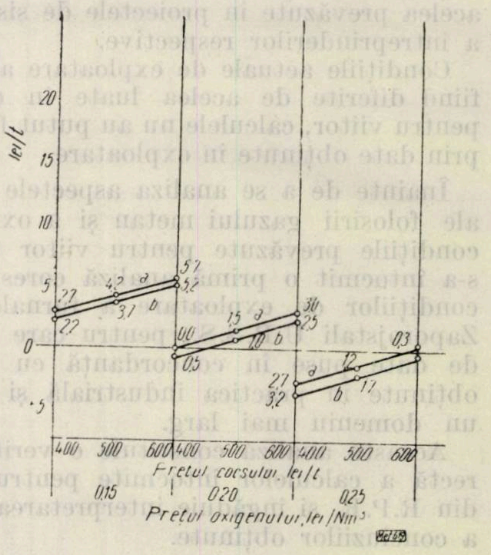


Fig. 5

— cheltuieli fixe 100 lei/t fontă, rezultînd o reducere de circa 1 leu/t pentru 1% creştere a productivităţii.

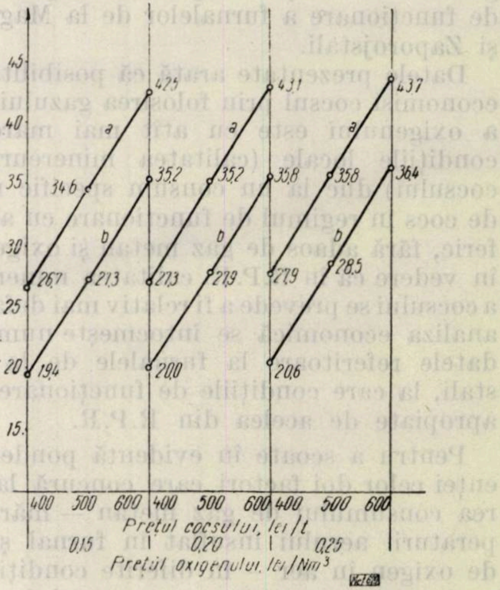


Fig. 6

Rezultatele obţinute sînt prezentate în figurile 1—6. Examinînd graficele se constată:

Cazul A. 1. Simpla introducere a consumului de gaz metan la temperatura aerului de 900°C, fără adaos de oxigen, permite o reducere a preţului de cost al fontei de circa 12,2—25,3 lei/t.

Chiar la preţul cocsului de 400 lei/t se obţine o reducere importantă a preţului de cost, în raport cu investiţiile minime pe care le implică introducerea consumului de gaz metan în acest regim de funcţionare a furnalelor (A. 1).

Cazul A.2. Sporirea consumului de gaz metan prin îmbogăţirea în oxigen a aerului pînă la 30% O_2 (la temperatura de 900°C) permite o reducere suplimentară a preţului de cost de :
circa 16,0—34,1 lei/t la oxigenul de 0,15 lei/Nm^3 ;
circa 8,1—26,2 lei/t la oxigenul de 0,20 lei/Nm^3 ;
circa 0,2—18,3 lei/t la oxigenul de 0,25 lei/Nm^3.

Se constată importanţa preţului de revenire al oxigenului pentru eficienţa economică a utilizării sale la producerea fontei cu gaz metan.

Pentru asigurarea oxigenului (158 Nm^3/t), la o investiţie specifică de 0,8 lei/Nm^3 rezultă o investiţie necesară de circa 120 lei/t fontă. Dacă se admite un termen de recuperare de 7 ani, această investiţie suplimentară ar fi justificată numai prin obţinerea unei reduceri a preţului de cost de 18 lei/t.

Aceasta ar însemna că adoptarea regimului A. 2 ar fi economică la un preţ al oxigenului de 0,25 lei/Nm^3, numai dacă preţul cocsului ar fi de 600 lei/t şi al gazului metan de 115 lei/10^3 Nm^3 şi la un preţ al oxigenului de 0,15 lei/Nm^3, începînd de la 400—425 lei/t cocs.

Cazul B. Sporirea consumului de gaz metan prin mărirea temperaturii aerului de la 900°C la 1 200°C, fără adaos de oxigen, permite o reducere suplimentară a preţului de cost (faţă de regimul A. 1) de circa 29,3—60,9 lei/t.

Se constată că economiile rezultate sînt sensibil mai mari decît prin trecerea de la regimul A. 1 la regimul A. 2 (de cel puţin 1,7 ori mai mare). Totodată, construirea de caupere pentru temperatura de 1 200°C în loc de caupere pentru 900°C reprezintă o investiţie suplimentară mai puţin costisitoare decît instalarea unei fabrici de oxigen.

Chiar dacă se ţine seamă că în calcule nu au putut fi prinse unele costuri suplimentare în exploatarea cauperelor la temperatura de 1 200°C, aceasta nu schimbă sensul concluziilor referitoare la prioritatea care trebuie să fie dată ridicării temperaturii aerului, în raport cu introducerea oxigenului.

Cazul C. 1. Sporirea consumului de gaz metan prin îmbogăţirea în oxigen a aerului pînă la 30% (la temperatura de 1 200°C) permite o reducere suplimentară a preţului de cost (faţă de regimul B) de circa 5,0—14,2 lei/t la preţul oxigenului de 0,15 lei/Nm^3 şi maximum 7,0 lei/t la preţul oxigenului de 0,20 lei/Nm^3. La preţul de 0,25 lei/Nm^3, preţul de cost al fontei creşte faţă de regimul B.

Pentru asigurarea oxigenului (145 Nm^3/t) este necesară o investiţie de 116 lei/t fontă, astfel că la economia maximă rezultă un termen de recuperare de :

$$T = \frac{116 \text{ lei/t}}{14,2} = 8,2 \text{ ani.}$$

În această situaţie, problema eficienţei economice a adoptării regimului C. 1 trebuie să fie examinată prin prisma balanţei de combustibili pe ansamblul economiei naţionale.

Cazul C. 2. Sporirea consumului de gaz metan prin mărirea adaosului de oxigen pînă la 35% O_2 în aer permite o reducere suplimentară a preţului de cost (faţă de regimul C. 1) de circa 2,2—5,7 lei/t la preţul oxigenului de 0,15 lei/Nm^3 şi maximum 3 lei/t la preţul oxigenului de 0,20 lei/Nm^3.

La preţul de 0,25 lei/Nm^3 rezultă în general o creştere a preţului de cost al fontei.

Termenul de recuperare a investiţiei în fabrica de oxigen este de acelaşi ordin de mărime ca şi în C. 1, astfel că problema eficienţei economice trebuie să fie examinată de asemenea prin prisma balanţei de combustibili pe economia naţională.

Cazul D. Sporirea consumului de gaz metan, în condiţiile utilizării aerului cu 30% O_2, prin mărirea temperaturii aerului de la 900°C la 1 200°C, permite o reducere suplimentară a preţului de cost (faţă de regimul A. 2) de circa 19,4—42,5 lei/t la preţul oxigenului de 0,15 lei/Nm^3 şi circa 20,6—43,7 lei/t la preţul oxigenului de 0,25 lei/Nm^3.

Se constată că reducerea reprezintă valori importante, indiferent de preţul oxigenului. Rezultatul confirmă eficienţa deosebită a măririi temperaturii aerului, care necesită investiţii mai puţin costisitoare decît o fabrică de oxigen.

Comparînd figura 6 (cazul D) cu figura 3 (cazul B) se constată că reducerea de preţ de cost adusă de mărirea temperaturii aerului este de acelaşi ordin de mărime (ceva mai mică în cazul în care se foloseşte şi adaos de oxigen). Dacă se compară rezultatele şi cu figura 4 (reducerea prin îmbogăţirea aerului pînă la 30% O_2), apare în mod evident necesitatea de a se da prioritate măsurilor pentru mărirea temperaturii aerului.

Din analiza economică întocmită pe baza datelor referitoare la furnalele din Zaporojstali se pot trage următoarele concluzii :

— În general, utilizarea gazului metan (cu ridicarea temperaturii aerului sau cu îmbogăţirea acestuia în oxigen) permite reducerea preţului de cost al fontei. Această situaţie se menţine atîta timp cît preţul de cost al oxigenului tehnologic (95—96% O_2) se menţine sub 0,20 lei/Nm^3.

— Mărirea temperaturii aerului de la 900°C la 1 200°C aduce o reducere a preţului de cost sensibil mai importantă decît îmbogăţirea aerului în oxigen pînă la 30—35%.

— Deși termenul de recuperare a investiției suplimentare în fabrica de oxigen este favorabil numai pentru un preț redus al oxigenului și un preț ridicat al cocsului, utilizarea oxigenului prezintă totuși interes pentru R.P.R., unde baza de cărbuni pentru producerea cocsului este restrînsă, iar transportul gazului metan la combinatele siderurgice este în mare parte asigurat.

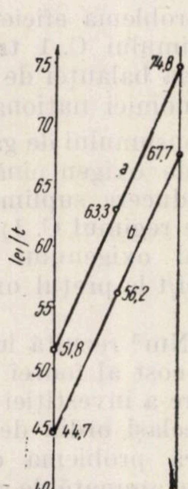


Fig. 7

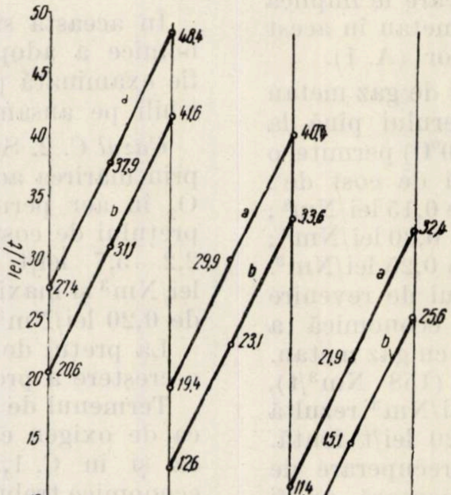


Fig. 8

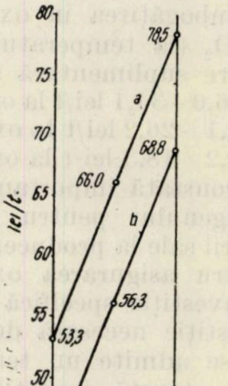


Fig. 9

Analiza economică a datelor corespunzătoare condițiilor prevăzute pentru C.S. Hunedoara și C.S. Reșița

Calculele au fost întocmite folosind aceeași bază de prețuri și aceeași metodă de calcul ca și pentru datele referitoare la furnalele de la Zaporojstali, iar rezultatele sînt prezentate în figurile 7—10.

Examinînd rezultatele obținute, se constată : la Hunedoara, prin introducerea gazului metan și mărirea temperaturii aerului de la 800°C la 1 000°C, rezultă o reducere a prețului de cost al fontei (față de regimul de referință) de circa 44,7—74,8 lei/t.

Comparînd aceste cifre cu rezultatele corespunzătoare obținute pentru furnalele de la Zaporojstali (fig. 1 și 3), rezultă la Hunedoara o reducere de circa 44,7—74,8 lei/t, iar la Zaporojstali o reducere de circa 41,5—86,2 lei/t.

Deși la Hunedoara s-a luat în considerare ridicarea temperaturii cu 200°C (de la 800°C la 1 000°C), față de 300°C (de la 900°C la 1 200°C) la Zaporojstali, economiile obținute sînt de același ordin de mărime. Consumul specific de cocs în regimul de referință, mai mare la Hunedoara decît la Zaporojstali, explică acest rezultat.

Sporirea consumului de gaz metan (la Hunedoara) prin îmbogățirea în oxigen a aerului pînă la 30%, la temperatura de 1 000°C, permite o reducere suplimentară a prețului de cost (față de regimul din figura 7) de circa 20,6—48,4 lei/t la prețul oxigenului de 0,15 lei/Nm³;

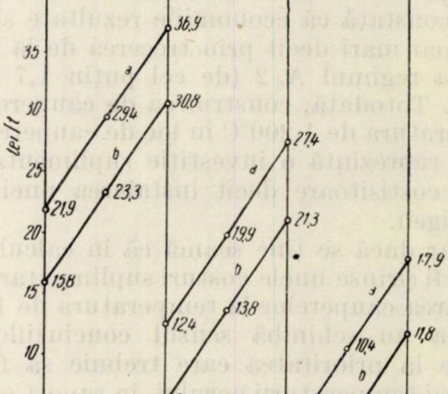


Fig. 10

circa 4,6—32,4 lei/t la prețul oxigenului de 0,25 lei/Nm³.

În comparație cu rezultatele obținute pentru Zaporojstali prezentate în figura 2, se constată că în condițiile prevăzute pentru Hunedoara îmbogățirea aerului în oxigen pînă la 30% aduce o reducere a prețului de cost al fontei mai însemnată.

La Reșița, prin introducerea gazului metan și mărirea temperaturii aerului de la 800°C la 1 000°C, rezultă o reducere a prețului de cost al fontei (față de regimul de referință) de circa 43,8—78,5 lei/t. Rezultatele sînt foarte apropiate de acelea obținute la Hunedoara în aceleași condiții (fig. 7).

Sporirea consumului de gaz metan prin îmbogățirea în oxigen a aerului pînă la 30%, la temperatura de 1 000°C, permite o reducere suplimentară a prețului de cost de circa 15,8—36,9 lei/t la prețul oxigenului de 0,15 lei/Nm³ și maximum 17,9 lei/t la prețul oxigenului de 0,25 lei/Nm³.

Se constată că influența asupra prețului de cost este mai mică decît la Hunedoara și mai apropiată de rezultatele obținute pentru Zaporojstali (fig. 2).

Rezultatele analizei economice a influenței utilizării gazului metan și oxigenului în condițiile prevăzute pentru furnalele de la C.S. Hunedoara și C.S. Reșița confirmă concluziile obținute pe baza datelor de care se dispune pentru Zaporojstali. Totodată se confirmă și faptul că, pentru cazul în care minereurile folosite duc la un consum specific de cocs superior celui normal, înlocuirea cocsului cu gaz metan devine și mai interesantă.

REALIZĂRI TEHNICE

CZ 621.73 : 621.986 : 621.824

Forjarea de precizie prin rotație (I)

Ing. M. CODREANU
Uzinele „Steagul roșu" Brașov

Procedeul de forjare prin rotație, datorită caracteristicilor sale, se deosebește esențial de celelalte procedee clasice de prelucrare plastică a metalelor : forjarea liberă, matrițarea, extruziunea, laminarea etc. Deosebirea constă în capacitatea forjării prin rotație de a repartiza metalul corespunzător exact unui profil stabilit. Dacă la celelalte procedee pentru obținerea aproximativă a profilului final este necesar un volum considerabil de manoperă constînd dintr-o succesiune de operații separate (de exemplu : preforjare, matrițare, debavurare, redresare, calibrare), la noul procedeu profilul final se obține (la piese de diferite secțiuni transversale simetrice, de tipul axelor în trepte) cu precizie și viteză mare de execuție, printr-o singură operație de forjare prin rotație, plecînd de la semifabricate simple. Forjarea prin rotație este, de fapt, o forjare de întindere, la care dimensiunile secțiunii transversale ale semifabricatului sînt mai mari decît cele ale piesei forjate.

În prezent, forjarea prin rotație este procedeul cel mai avansat în fabricația de serie a axelor în trepte, cilindrice sau conice.

În prezent s-au creat diferite tipuri de mașini de forjat de precizie prin rotație, cu eforturi de lovire de la 80 la 650 t transmise piesei de forjat cu o frecvență de 300—1 000 lovituri pe min, datorită unor mecanisme noi folosite. Aceste mașini pot forja semifabricate rotunde sau pătrate, precum și țevi, atît la cald cît și la rece.

Forjarea se execută pe mașini de tip vertical sau orizontal, construite însă pe același principiu. Semifabricatul este fixat într-un cap de prindere care îi imprimă avansul longitudinal (vertical sau orizontal) între patru ciocane de lucru, simultan cu o mișcare permanentă de rotație. Operația de forjare propriu-zisă este executată de aceste ciocane care aplică semifabricatului concentric și simultan loviturile de deformare caracterizate printr-o frecvență mare și o cursă de deformare mică.

Ciocanele sînt montate fiecare pe cîte o bielă antrenată de cîte un ax cu excentric, axe care, la rîndul lor, sînt montate excentric în cîte o carcasă de reglare, prin intermediul cărora ciocanele se pot apropia sau îndepărta simultan de axul mașinii.

Comanda mișcărilor capului de prindere (reglarea lungimilor treptelor pieselor forjate) și a deplasării ciocanelor față de axul mașinii (reglarea diametrelor treptelor piesei forjate) este dată de cîte un tambur sau de o sanie de comandă. Aceștia sînt prevăzuți, în general, cu cîte 12—16 canale (corespunzătoare tactelor posibile ale mașinilor) în care se montează, conform unei scheme de reglare întocmite pentru reperul respectiv, diverși opritori ; la rotirea tamburelor, respectiv deplasarea săniilor, opritorii transmit în mod mecanic impulsurile de comandă unui sistem hidraulic, prin intermediul unor sertăraşe electromagnetice. Viteza de lucru a celor 12—16 tacte, atît pentru lungimi cît şi pentru diametre, se reglează în anumite limite cu ajutorul unui bloc central de obturatoare hidraulice.

Prin acest sistem, operaţia de forjare se execută complet automat pe baza programului stabilit, prin comenzi mecanohidraulice similare acelora de la un strung automat modern. Pregătirea pentru o nouă operaţie de forjare este de asemenea similară cu cea de la acest gen de maşini-unelte. Folosind schemele de reglare întocmite în prealabil de tehnolog, reglorul, cu ajutorul unei rigle gradate cu citirea directă pe maşină, execută reglajul prin fixarea opritorilor pe tamburele sau, respectiv, săniile de comandă.

Cu ajutorul blocului obturatoarelor se reglează apoi viteza de lucru a fiecărui tact în parte. După ce s-a executat o forjare de probă pentru controlul dimensiunilor şi al aspectului piesei forjate, eventual, se pot constata ca necesare anumite mici corecturi; după efectuarea acestor corecturi, maşina execută piese forjate avînd dimensiuni şi o calitate a suprafeţei identice pînă la uzura ciocanelor, a căror durabilitate este în general de 5 000—7 000 piese.

O dată reglat programul, muncitorul introduce semifabricatul şi respectiv scoate piesa forjată din capul de prindere, restul operaţiilor efectuîndu-se automat. Reglarea unui nou program, inclusiv schimbarea ciocanelor, durează 2—4 ore.

Maşinile pentru forjarea de precizie prin rotaţie construite pe principiile de mai sus, fabricate de firma G.F.M. Steyer-Austria (dintre care una lucrează la uzina ,,Steagul roşu'' Braşov), pot fi întrebuinţate pentru rezolvarea celor mai diferite probleme de forjare acoperind un cîmp considerabil din nomenclatorul general al pieselor forjate.

Posibilităţile acestui procedeu sînt departe de a fi epuizate, maşinile actuale fiind mereu îmbunătăţite, lărgindu-se treptat şi mai mult domeniul de aplicare a forjării de precizie prin rotaţie.

În cele ce urmează se face descrierea sumară a construcţiei primei maşini GFM din ţară şi anume a maşinii verticale tip SVD-416-113, montată în forja uzinei ,,Steagul roşu'' Braşov.

Caracteristicile tehnice principale ale maşinii sînt: numărul ciocanelor — 4; efortul de forjare maxim — 160 t; frecvenţa loviturilor ciocanelor pe minut — 550; diametrul maxim de forjat: la material plin — 110 mm şi la ţevi — 130 mm; diemetrul maxim de fixare în capul de prindere — 150 mm; lungimea maximă a piesei forjate — 1 250 mm; numărul maxim de trepte care se pot forja cu un program — 7; domeniul maxim de reglare a ciocanelor pe diametru — 55 mm; puterea instalată a celor 7 electromotoare — 118 kW; consum de apă de răcire la 3—5 atm — circa 2 500 l/h; consum aer comprimat la 5—8 atm — circa 50 m³/h; gabaritul plan (inclusiv rezervoarele de ulei) — 5 600 × 4 000 mm; greutatea maşinii 30 t.

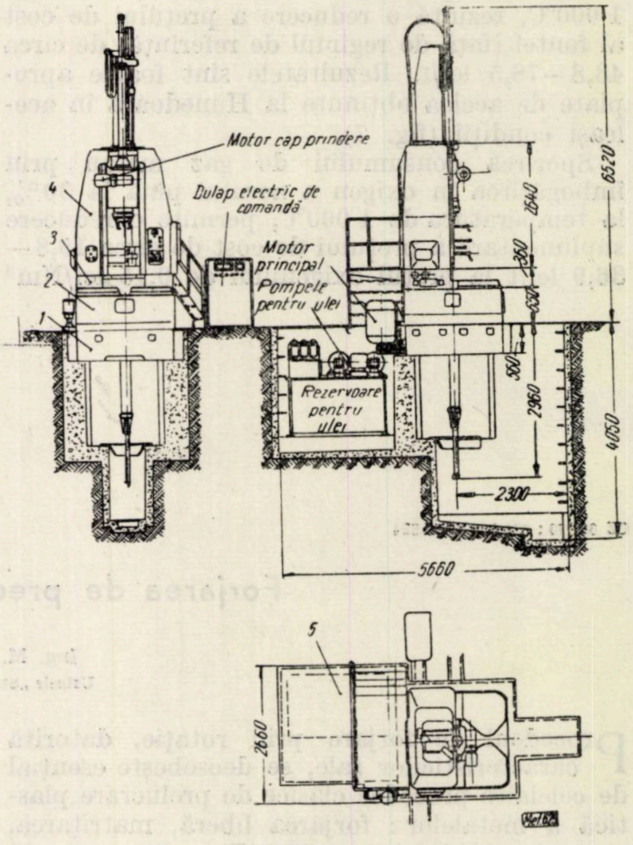


Fig. 1.

În figura 1 este redată vederea de ansamblu a maşinii. În partea inferioară a batiului se găseşte cutia *1* cu mecanismul de acţionare care antrenează cele patru ciocane amplasate în cutia de forjare *2*. Cutia superioară *4* posedă ghidajele pentru deplasarea capului de prindere, iar în interior, sistemul de comandă hidraulic; deasupra acesteia se găsesc cilindrii hidraulici pentru deplasarea capului de prindere şi, respectiv, a dornului de forjare.

Între cutia superioară *4* şi cutia de forjare *2* este amplasată aşa-numita cutie inferioară *3* în care sînt montate o parte din dispozitivele hidraulice de comandă.

În spatele maşinii se găseşte staţia de pompe cu rezervoarele de ulei *5*.

Batiul compus din elementele de bază arătate este confecţionat din oţel turnat, fiind de o construcţie foarte robustă. După cum se remarcă din cotele de gabarit din figura 1, batiul nu are nici pe departe proporţiile masive obişnuite ale utilajelor grele de forjare, deoarece nici una dintre forţele de forjare care se produc nu se transmite asupra construcţiei batiului maşinii sau asupra fundaţiei.

Deoarece piesa de forjat este lovită simultan în sens transversal de către ciocanele de forjat, forțele de forjare care apar sînt repartizate uniform, formînd un sistem complet închis. Tot din acest motiv nu există nici considerații speciale la alegerea poziției și construcției fundației acestei mașini; aceste probleme pot fi tratate la fel ca și la mașinile-unelte de așchiere.

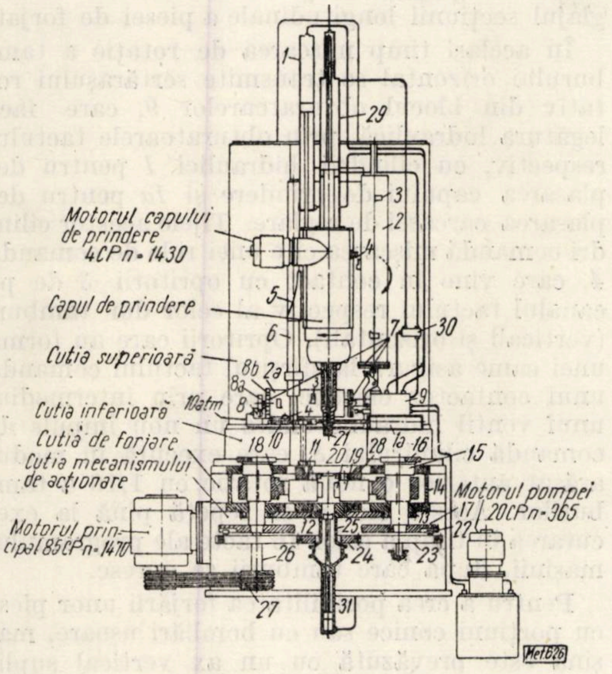


Fig. 2.

În figura 2 este redată schematic mașina de forjat verticală tip SVD-416-113. Mișcarea principală este dată de electromotorul principal de 85 CP și 1470 rot/min, care se transmite prin intermediul unor curele trapezoidale roții de curea *27* montate fix pe axul de acționare *26*. De la acest ax mișcarea de rotație se transmite la patru roți dințate *23* care formează un sistem planetar împreună cu roata dințată centrală *24* care se rotește liber pe axul tubular *25*. Cele patru roți dințate *23* transmit fiecare mișcare de rotație la volanții *17* fixați pe axele cu excentric *15*.

Deoarece poziția axelor cu excentric *15* față de axa mașinii este variabilă, transmisia de la roțile *23* la volanții *17* nu este rigidă, ci se face prin intermediul unui sistem cu piatră de culisă *22* care permite glisarea în sens radial a volanților. Pe excentricii arborilor *15* sînt montate bielele *18* care transformă rotația axelor cu excentric în mișcare de translație alternativă, care se transmite ciocanelor de forjat *20* fixate prin bride și șuruburi în capetele de bielă *19*.

Axele cu excentric 15 sînt fixate ele înseși excentric prin intermediul unor lagăre de alunecare, în carcasele de reglare *14* care pot fi rotite cu un unghi pînă la 120°, deplasînd cu această ocazie punctul de pivotare a axelor cu excentric spre interior sau exterior, cu o valoare maximă de 27,5 mm; axele se găsesc indiferent de poziția reglată la o distanță egală unul de altul pe un cerc concentric cu axa piesei de forjat.

Prin rotirea simultană cu un unghi egal a carcaselor de reglare se obține modificarea diametrului de forjare; prin aceasta e posibil să se forjeze cu aceeași garnitură de ciocane piese cu o diferență de diametre de maximum 55 mm.

De fiecare carcasă de reglare în partea inferioară este fixată cîte o roată dințată *13* care, împreună cu roata centrală *12*, formează cel de-al doilea sistem planetar. Mișcarea de rotație a roții centrale *12* este dată de un sistem de două axe verticale prevăzute cu pinioanele *11*, pinionul superior fiind angrenat cu cremaliera *10* care primește o mișcare liniară de la un cilindru hidraulic al cărui piston face corp comun cu această cremalieră. Prin rotirea roții centrale *12*, aflate permanent în angrenare cu cele patru roți dințate *13*, carcasele de reglare pot fi rotite simultan cu un anumit unghi.

Prin alegerea unei anumite valori a unghiului de rotație a carcaselor este astfel posibil a se regla precis diametrul de forjare necesar. Acest tip de legătură dintre mecanismul de transmitere a acționării și mecanismul de forjare, care permite schimbarea poziției axului cu excentric și deci a poziției volantului în timp ce roata dințată rămîne în aceeași poziție, constituie prima caracteristică a mașinilor GFM, privind sistemul liber automat de comandă și reglaj al dimensiunilor de forjare.

Ghidarea bielelor este preluată de placa oscilantă *28* compusă din două părți îmbinate prin șuruburi; oscilația plăcii care se rotește liber în jurul axului vertical al cutiei de forjare este imprimată de mișcarea bielelor. Prin urmare placa oscilantă conduce bielele mereu în același loc în timpul oscilațiilor radiale, determinate de rotația axelor cu excentric; mișcarea bielelor în timpul fiecărei lovituri decurge liniștit, iar ciocanele sînt dirijate precis spre axa centrală a cutiei de forjare, care este în același timp și axa longitudinală a piesei de forjat. Existența plăcii oscilante constituie cea de a doua caracteristică de bază a mașinilor GFM, care elimină necesitatea legăturii articulare cu locaș și cap sferic, utilizate în mod normal la legătura dintre berbec și bielă, de exemplu la presele obișnuite cu excentric.

Utilizarea practică a comenzilor hidraulice pentru reglarea lungimilor și diametrelor se poate realiza numai în cazul cînd forțele de forjare nu acționează, prin componentele lor, asupra comenzilor; în caz contrar, dimensionarea comenzilor pentru preluarea acestor forțe ar fi atît de mare încît acestea nu ar mai putea avea o utilizare practică. Această necesitate a dus la crearea celei de a treia caracteristici esențiale a mașinilor GFM; pentru evitarea unor reacții ale forțelor de forjare asupra sistemului de comandă, diametrul exterior al carcasei de reglare D_c (fig. 3) este determinat în funcție de excentricitatea E față de centrul carcasei axului cu excentric, astfel încît raportul $D_c : E$ să fie la valoarea la care momentul de frecare, datorită forțelor de forjare aplicate, blochează carcasa de reglare în locașul ei din batiu.

Datorită acestei concepții este posibil să se stăpînească în mod sigur forțe mari de forjare și să se obțină reglajul numai cu presiuni hidraulice reduse.

Cu alte cuvinte, prin acest sistem se realizează cele două condiții necesare, și anume: în momentul loviturii tot sistemul este blocat și carcasele de reglare nu se pot roti, iar fluxul hidraulic care realizează această rotire este întrerupt printr-un sertăraș rotativ. În momentul dintre lovituri, cînd ciocanele nu ating piesa și deci nu există nici o forță de forjare care ar putea provoca o reacțiune asupra sistemului de reglaj hidraulic, se pot roti cu ușurință carcasele de reglare cu ajutorul roții centrale *12*.

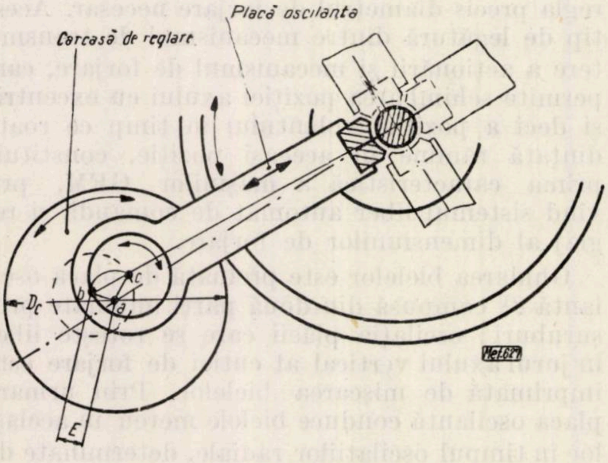


Fig. 3.

În cutia superioară a batiului se găsesc amplasați tamburul de comandă orizontal *2 a* pentru reglarea diametrelor și tamburul de comandă vertical *2* pentru reglarea lungimilor. Acești tamburi sînt prevăzuți cu cîte 16 canale în care se pot monta, printr-un sistem de fixare cu șuruburi și piese de sprijin, opritorii *3*.

Rotirea cu 1/16 dintr-o rotație a tamburului orizontal este executată cu ajutorul cilindrului hidraulic de comandă *8* care este prevăzut cu un piston cremalieră angrenat cu o roată dințată *8 a* de pe axul acestui tambur; la terminarea cursei pistonului un contact electric asigură printr-un ventil inversarea sensului de curgere a uleiului (aflat la o presiune de 30 at), pistonul revenind în poziția inițială. Roata dințată *8 a* și cu roata de clichet *8 b* fac corp comun cu axul tamburului orizontal prin intermediul unui cuplaj comandat hidraulic numai în momentul rotației cu 1/16 eliberînd axul tamburului la cursa de întoarcere a pistonului cilindrului *8*; mișcarea tamburului orizontal *2 a* se transmite simultan și în același raport, prin intermediul unui angrenaj cu roți elicoidale, tamburului vertical *2 b*, ceea ce asigură coordonarea reglajului secțiunii transversale cu reglajul secțiunii longitudinale a piesei de forjat.

În același timp mișcarea de rotație a tamburului orizontal se transmite sertărașului rotativ din blocul obturatoarelor *9*, care face legătura hidraulică, prin obturatoarele tactului respectiv, cu cilindrii hidraulici *1* pentru deplasarea capului de prindere și *1a* pentru deplasarea carcasei de reglare. Tijele acestor cilindri comandă mișcarea cîte unei role de comandă *4*, care vine în contact cu opritorii *3* de pe canalul tactului respectiv al celor doi tamburi (verticali și orizontali). Opritorii care au forma unei came asigură la sfîrșitul tactului comanda unui contactor electric, care prin intermediul unui ventil hidraulic emite un nou impuls de comandă cilindrului *8*, care execută în modul arătat anterior o nouă rotație cu 1/16 a tamburilor. Aceste cicluri se repetă pînă la executarea în timp a celor 16 tacte ale programului mașinii, după care tamburii se opresc.

Pentru a crea posibilitatea forjării unor piese cu porțiuni conice sau cu bombări ușoare, mașina este prevăzută cu un ax vertical suplimentar *6* pe care se montează un șablon *5* cu profilul corespunzător cu cel al piesei de forjat care preia funcția opritorilor obișnuiți. La tactul respectiv comanda de rotire a carcaselor de reglare nu se mai execută deci de către tamburul de comandă orizontal *2 a*, fiind preluată de axul *6* prin intermediul unei role speciale fixate în capul de prindere. În tot timpul tactului respectiv, această rolă alunecă de-a lungul șablonului *5*, urmărind întocmai profilul acestuia. Deplasarea rolei produce o rotație corespunzătoare axului *6* care la capătul inferior este angrenat cu sistemul de pinioane *11*, prin intermediul cărora se realizează rotirea corespunzătoare a carcaselor de reglare. Prin acest sistem, la forjarea conică, spre deosebire de forjarea cilindrică, apropierea ciocanelor se face simultan cu deplasarea longitudinală a semifabricatului, rezultanta celor două mișcări determinînd conicitatea de forjare; principiul folosit este similar cu cel al strunjirii prin copiere.

La sfîrșitul tactului de forjare conică se reia lucrul în mod normal pentru forjarea cilindrică, fără să fie necesară vreo intervenție din partea lucrătorului care controlează mașina.

Conicitatea maximă posibilă a mașinii este de 4° pe o lungime pînă la 1 250 mm (este deci posibil a forja conic o bară sau o țeavă pe toată lungimea).

Blocul obturatoarelor, amplasat pe o față laterală a batiului, se compune din două serii de cîte 16 obturatoare, pentru capul de prindere și respectiv pentru carcasele de reglare, situate pe două cercuri concentrice, coaxiale cu sertărașul rotativ principal, care, după cum s-a arătat, primește mișcarea de rotație intermitentă de la tamburul orizontal. Fiecare dintre cele 32 de obturatoare sînt duble, obturatorul exterior avînd rolul de a schimba sensul mișcării (cap de prindere în sus sau în jos sau respectiv închiderea sau deschiderea ciocanelor), iar obturatorul interior, prin modificarea secțiunii de scurgere a uleiului, de a varia viteza de deplasare.

Vitezele pot diferi de la tact la tact, în funcție de schema de reglare stabilită pentru piesa respectivă forjată și sînt alese în funcție de gradul dorit de netezire a suprafeței corespunzătoare diametrelor respective.

Capul de prindere are un triplu rol :

1) de a menține semifabricatul în timpul forjării ; 2) de a-l deplasa între ciocane și 3) de a-i imprima o mișcare de rotație în timpul forjării. Strîngerea semifabricatului se face cu ajutorul a două bacuri acționate printr-un sistem de aer comprimat, comandat de o pedală.

Mișcarea în sus și în jos a capului de prindere se face cu ajutorul cilindrului hidraulic *1* a cărui tijă este legată de acesta, mărimile și sensul mișcărilor fiind comandate de programul reglat în modul descris anterior.

Mișcarea de rotație a semifabricatului este dată de un electromotor de 4 CP/1 430 rot/min, care este fixat lateral și transversal, cu o flanșă de capul de prindere. Printr-un cuplaj, o pereche de roți dințate de schimb și un angrenaj elicoidal se imprimă axului tubular al capului de prindere o turație de 16, 22, 30 sau 42 rot/min.

Pentru ca muchiile treptelor piesei forjate să fie marcate cît mai bine, mașina este prevăzută cu un releu de timp, care poate întîrzia trecerea la tactul următor cu o durată reglabilă de la 0 la 5 s, ceea ce permite piesei a se roti mai mult la același diametru de forjare, fără o mișcare longitudinală.

În momentul loviturii de forjare, aplicată simultan de cele patru ciocane, semifabricatul este frînat atît din mișcarea lui longitudinală cît și din cea de rotație. Pentru a asigura o funcționare cît mai liniștită a capului de prindere în timpul forjării, acesta este prevăzut cu un sistem de amortizare care constă dintr-un set de tampoane de cauciuc pentru mișcarea longitudinală și dintr-un set de patru arcuri de torsiune pentru mișcarea de rotație. Aceste arcuri sînt dimensionate astfel încît semifabricatul și cu axul tubular să primească o mișcare de oscilație în momentul frînării (datorită loviturii ciocanelor) a cărei frecvență să coincidă cu frecvența loviturilor de ciocan.

Pentru fasonarea interioară a pieselor forjate din semifabricate tubulare este necesar un dorn de forjare care se poate deplasa în sus și în jos în capul de prindere, independent de mișcarea acestuia, cu ajutorul cilindrului hidraulic *29*. Comanda mișcării longitudinale a dornului se face, în mod independent, de la panoul de comandă de pe fața frontală a batiului, cu ajutorul unui întreruptor electric care comandă un sertăraș magnetic. Pentru evacuarea căldurii transmise dornului în timpului forjării, acesta este prevăzut cu un sistem de răcire cu apă. În cazul cînd dornul se blochează în piesa tubulară forjată, extragerea acestuia este ușurată prin cuplarea unei pompe speciale de înaltă presiune, care ridică presiunea uleiului din cilindrul *29* pînă la 300 atm, realizînd un efort de extragere a dornului de 27 900 kg.

Pentru a se crea posibilitatea forjării țevilor pe toată lungimea, fără folosirea unui capăt de fixare inerent la utilizarea capului de prindere, mașina este prevăzută cu un contrasuport acționat de cilindrul hidraulic *31* amplasat dedesubtul mașinii în fundație. La acest gen de forjare, țeava se așază pe contrasuportul ridicat în poziția superioară, iar capul de prindere trece dornul prin țeavă, împingînd astfel atît țeava cît și dornul în jos între ciocane ; presiunea de 8 at din cilindrul contrasuportului *31* fiind mai mică decît cea de 40 at din cilindrul capului de prindere *1* face posibilă deplasarea contrasuportului în jos și în sus în funcție de programul de forjare reglat.

Fiind o mașină de înaltă productivitate destinată unui ritm intens de lucru, cu o producție continuă de la schimb la schimb, mașina SVD-416 este prevăzută cu un sistem complex de ungere și răcire. Pentru îndepărtarea căldurii transmise mașinii de către semifabricatele calde în timpul forjării, placa oscilantă este răcită cu apă. Lagărele axelor cu excentric din carcasele de reglare și cele ale bielelor au ungere forțată cu uleiul care străbate centrul cav al axelor cu excentric ; uleiul sub presiune unge și în același timp etanșează lagărele dintre biele și carcasa de reglare. De la cutia de forjare trece în jos, prin cutia mecanismului de acționare, axul tubular *25*. Prin aceasta se protejează mecanismul de acționare de căldura radiată de piesa de forjat, permițînd în același timp țundărului să cadă liber într-o ladă specială, așezată pe un cărucior care se deplasează pe șine în groapa fundației.

Rezervoarele de ulei sînt amplasate în spatele mașinii sub nivelul solului, împreună cu cele șase pompe ale mașinii antrenate de electromotoare, precum și stația de filtrare.

Comenzile electrice împreună cu celelalte aparate electrice de comandă și protecție sînt grupate într-un dulap separat de comandă ; electromotorul principal de acționare (pentru forjare) nu poate fi pornit decît după ce motoarele pompelor sînt în funcțiune.

Obținerea unei forjări de precizie de o înaltă calitate depinde în primul rînd de o execuție ireproșabilă a ciocanelor de forjare. Setul normal de ciocane se compune, în cazul mașinii SVD-416, din șase tipuri dimensionale de garnituri de ciocane pentru diametre de: 20—40, 25—55, 30—65, 40—80, 50—105, 60—115 (mm).

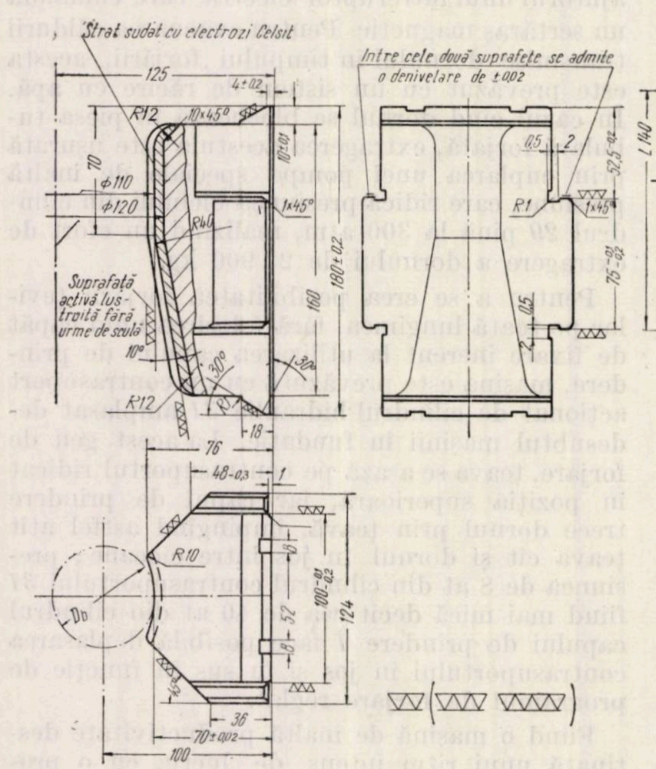

Strat sudat cu electrozi Celsit
Intre cele două suprafețe se admite o denivelare de ±0,02
125
4±0,02
R12
10×45°
10±0,1
70
φ110
φ120
1×45°
R40
Suprafață activă lustruită fără urme de sculă
10°
30°
30°
R12
R1
18
160
180±0,2
0,5
2
52,5-0,2
R1
1×45
75-0,1 -0,2
0,5
2
L 140
76
48-0,3
1
R10
Db
8
52
8
100-0,1 -0,2
124
45°
36
70±0,02
100

Fig. 4.

Domeniul de reglare a unei garnituri este de 55 mm, pe diametru, corespunzător domeniului de reglare de 27,5 mm al bielelor. Teoretic ar fi posibilă menținerea acestui domeniu de reglare și la ciocanele mici, fiind realizabilă forjarea pînă la diametrul zero; totuși, practic, din cauza formei ciocanelor de forjare, acest domeniu scade treptat pînă la 20 mm pentru ciocanele cele mai mici, diametrul minim de forjat cu rezultate bune fiind de 18—20 mm. Dimensiunile și forma unui ciocan normal sînt arătate în figura 4, unde se observă o suprafață conică de atac și o suprafață cilindrică de calibrare.

Pentru serii mai mici de piese, ciocanele se pot executa dintr-o bucată de oțel de prelucrat la cald, de tipul oțelului W85 STAS 3611-58. Pentru serii mari este însă mult mai economic ca suprafața activă a ciocanelor să fie încărcată prin sudare electrică cu un strat de circa 5 mm grosime, de aliaj dur de tip stelit. Ciocanele uzate pot fi folosite din nou după o nouă rectificare sau după depunerea unui nou strat de stelit și o rectificare ulterioară. Pentru confecționarea ciocanelor sînt necesare dispozitive speciale care permit strunjirea și, respectiv, rectificarea simultană a unei garnituri de patru ciocane. Sînt necesare două categorii de dispozitive pentru executarea ciocanelor mari, respectiv a celor mici.

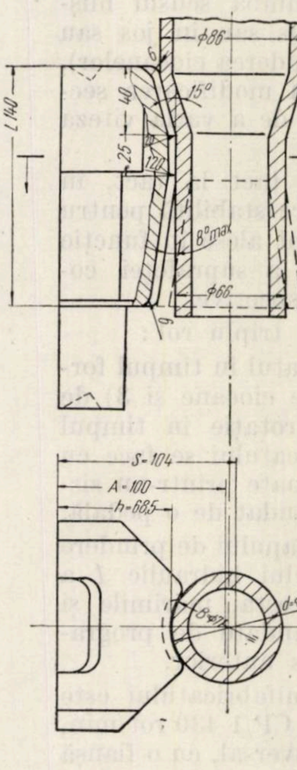

L 140
φ86
6
40
15°
25
120
8° max
φ66
9
S=104
A=100
h=68,5
d=φ63
Secțiune A-A
32-0,4

Fig. 5.

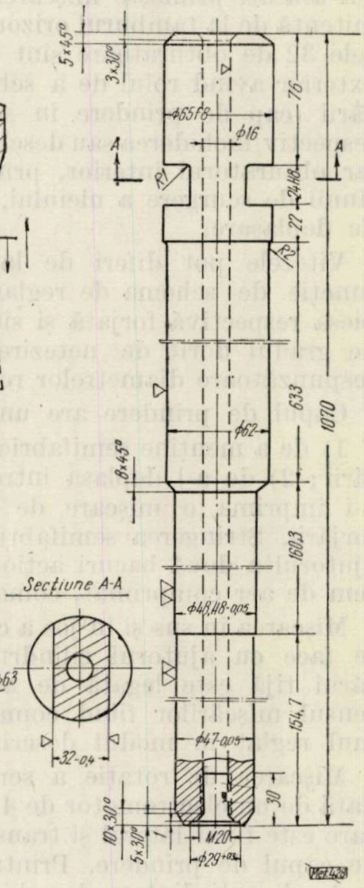

5×45°
3×30°
φ65f8
φ16
76
A
A
R1
24H8
27
R3
633
1070
φ62
8×45°
160,3
φ48,H8-0,05
154,7
φ47-0,05
30
10×30°
5×30°
1
M20
φ29+0,1
Met 428

Fig. 6.

În figura 5 este arătată schița unui ciocan folosit la forjarea țevilor, iar în figura 6, a unui dorn de forjare. Dornurile de forjare se execută din oțeluri refractare de înaltă rezistență și de regulă sînt călite în ulei; în majoritatea cazurilor, dornurile sînt cave pentru a putea fi răcite cu apă.

În figura 7 este redată schița unui șablon pentru forjarea unei porțiuni conice a unei piese forjate; șablonul se centrează pe axul vertical *6* cu ajutorul unei pene, fixîndu-se apoi prin șuruburi.

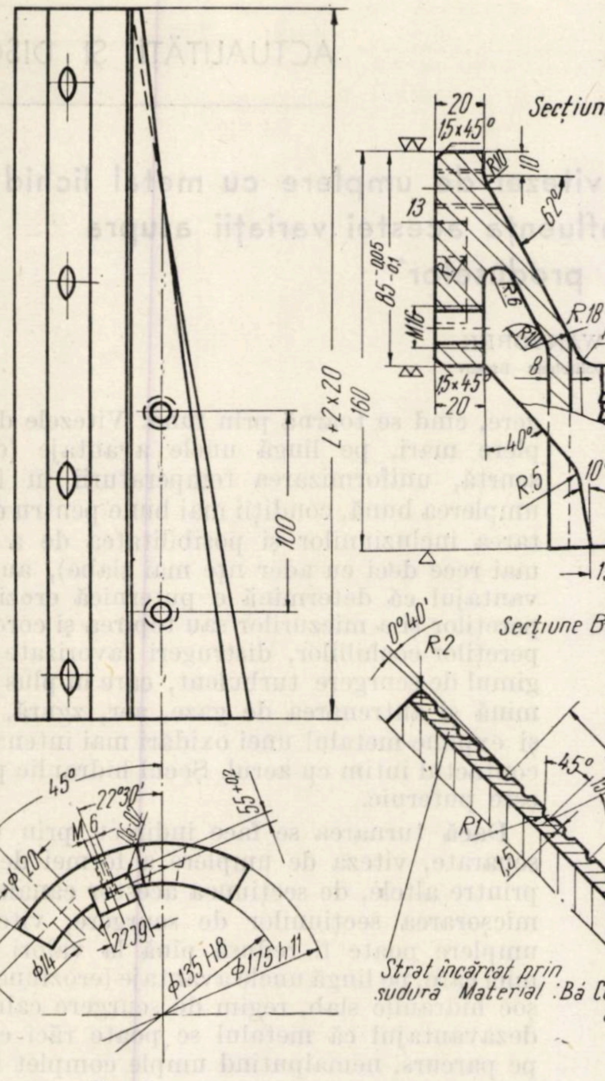

Secțiune A-A
20
15x45°
10
R20
13
62°
85-0,05/-0,1
R4
R18
R10
M16
8
15x45
L=20
160
75
40°
10°
100
13
0°40'
R2
Secțiune B-B
45°
27°30'
55
15°
Φ20
R6
Φ14
13
22J9
Φ135 H8
Φ175 h11
R1
45°
25
25
R2
0°40'
Strat încărcat prin sudură Material: Bă Celsit SEo

Fig. 7.

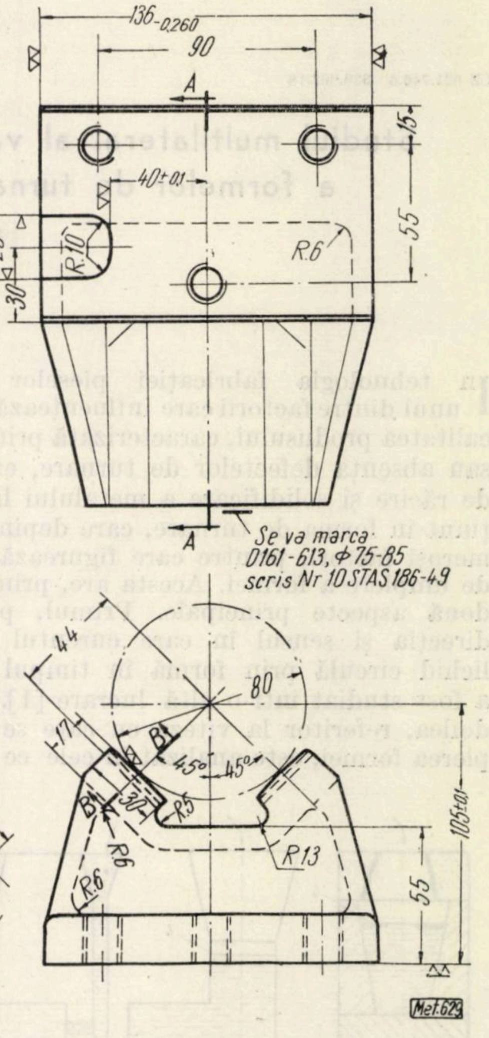

136-0,260
90
A
15
40±0,1
R10
20
30
55
R6
A
Se va marca D161-613, Φ75-85 scris Nr 10 STAS 186-49
80
45°
45°
R5
R6
R13
105±0,1
55
Met.62

Fig. 8.

In figura 8 este redat desenul unuia dintre bacurile de prindere a semifabricatului. Domeniul de fixare este de 10 mm pe fiecare garnitură compusă din două bacuri.

Suprafața de lucru este încărcată prin sudare electrică cu un strat de 3 mm grosime, de aliaj dur de tip stelit, în care sînt executate canale pentru mărirea aderenței la stringerea semifabricatului.

CZ 621.746.6 : 338.062.18

Studiul multilateral al variației vitezei de umplere cu metal lichid a formelor de turnare și influența acestei variații asupra calității produselor*

Ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic - Brașov

In tehnologia fabricației pieselor turnate, unul dintre factorii care influențează hotărîtor calitatea produsului, caracterizată prin prezența sau absența defectelor de turnare, este modul de răcire și solidificare a metalului lichid conținut în forma de turnare, care depinde de numeroși factori, printre care figurează și modul de umplere a formei. Acesta are, printre altele, două aspecte principale. Primul, privitor la direcția și sensul în care curentul de metal lichid circulă prin formă în timpul umplerii, a fost studiat într-o altă lucrare [1], cel de-al doilea, referitor la viteza cu care se face umplerea formei, este analizat în cele ce urmează.

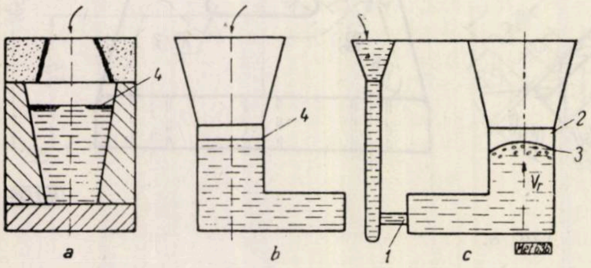


Fig. 1.

Umplerea formelor de turnare se poate face prin turnarea metalului lichid, fie direct din oala de turnare în golul formei piesei, ca în cazul turnării directe a blocurilor în lingotiere invers conice, prevăzute cu maselotiere (fig. 1,a) sau ca în cazul turnării pieselor direct prin maselota deschisă (fig. 1, *b*), fie indirect, prin intermediul unor canale speciale, de turnare, care servesc la introducerea metalului în golul formei piesei sau a blocului (fig. 1, *c*, unde : 1—punct de alimentare ; 2—extremitatea tehnologică a formei ; 3—vîrful rece al metalului lichid ; 4—pojghița inelară mobilă).

În cazul turnării directe, viteza de umplere a formei poate fi foarte mare, ea fiind limitată doar de capacitatea oalei de turnare, atunci cînd se toarnă pe cioc sau simultan, și de capacitatea oalei și de mărimea orificiului de scurgere, cînd se toarnă prin fund. Vitezele de umplere mari, pe lîngă unele avantaje (durata scurtă, uniformizarea temperaturii în formă, umplerea bună, condiții mai bune pentru decantarea incluziunilor și posibilitatea de a turna mai rece deci cu aderențe mai slabe), au dezavantajul că determină o puternică eroziune a pereților și a miezurilor sau topirea și corodarea pereților cochiliilor, distrugeri favorizate de regimul de scurgere turbulent, care în plus determină și antrenarea de gaze, aer, zgură, nisip, și expune metalul unei oxidări mai intense prin contactul intim cu aerul. Șocul hidraulic produs este puternic.

Dacă turnarea se face indirect, prin canale separate, viteza de umplere a formei depinde, printre altele, de secțiunea acestor canale. Prin micșorarea secțiunilor de scurgere, viteza de umplere poate fi redusă pînă la valori foarte mici care, pe lîngă unele avantaje (eroziune mică, șoc hidraulic slab, regim de scurgere calm), au dezavantajul că metalul se poate răci excesiv pe parcurs, nemaiputînd umple complet forma. Chiar dacă acest caz extrem nu se produce, umplerea lentă determină o importantă cădere dinamică a temperaturii în metalul lichid, în lungul axei sale de mișcare prin formă [1]. În extremitatea tehnologică a formei, opusă punctului de alimentare, va pătrunde vîrful rece al metalului lichid, care în mod obișnuit antrenează toate impuritățile de nisip, zgură, gaze etc. pe care le întîlnește în parcursul său prin formă. Temperatura scăzută și viscozitatea mare ale vîrfului rece al metalului lichid fac ca separarea prin decantare a impurităților solide, lichide și gazoase, antrenate sau incluse, să nu se poată face în bune condiții sau să nu se facă de loc, ceea ce duce la defecte în piesa turnată, care pot cere efectuarea unor remanieri costisitoare și care necesită timp sau pot determina rebutarea produsului. Pentru a se asigura umplerea formei în cazul turnării lente și pentru a se ușura decantarea impurităților se impune ridicarea temperaturii de supraîncălzire a metalului lichid, care determină însă formarea de aderențe puternice, greu de curățat, iar temperatura ridicată favorizează producerea crăpăturilor la cald.

---

* Lucrare prezentată la a 8-a sesiune științifică a Institutului politehnic—Brașov, 5 mai 1962.

Adoptînd canale de turnare cu secțiuni mărite, viteza de umplere crește, oferind posibilitatea de a turna mai rece, dar crește și consumul tehnologic de metal lichid care umple și se solidifică în aceste canale. Este necesar să se stabilească secțiuni economice ale canalelor de turnare, prin care să se asigure, pe de o parte, realizarea unei viteze de umplere a formei destul de mari, pentru a evita neajunsurile unor viteze prea mici, iar pe de altă parte, să se realizeze secțiuni cît mai reduse, pentru a se obține consumuri specifice de metal lichid cît mai mici.

Se pare că, la turnarea prin canale, o viteză de umplere ridicată, fără a fi exagerată, implică mai puține pericole pentru calitatea piesei decît o viteză de umplere prea mică.

Viteze de umplere prea mici se pot realiza atît la umplerea indirectă a formei, prin canale de turnare, cît și la turnarea directă. În acest din urmă caz (fig. 1), suprafața liberă a metalului lichid din formă nu mai conține vîrful rece, ci primește metal proaspăt. Dacă acesta se toarnă însă prea încet, pierderile masive de căldură determină formarea, pe suprafața liberă a metalului, a unei cruste solide, mai subțire sau mai groasă, care se dezvoltă de la marginea piesei către centrul ei. Atîta timp cît crusta este subțire, ea plutește liber pe suprafața metalului, se ridică împreună cu aceasta, lipindu-se și aplicîndu-se, eventual, progresiv pe măsură ce se ridică pe pereții formei sau ai cochiliei. Dacă temperatura metalului este mai scăzută, crusta devine mai groasă, aderă fix la pereții formei, iar metalul lichid, care continuă să fie turnat în formă, se revarsă peste această crustă marginală fără s-o mai poată topi, ceea ce determină apariția defectului de cută sau suprapunere. Aceasta constă într-o discontinuitate materială care pătrunde mai mult sau mai puțin adînc în corpul piesei sau al blocului. Reglînd viteza de turnare la turnarea directă în cochilii, se poate foarte bine respecta viteza optimă de umplere, care asigură existența unei cruste subțiri mobile, neaderente. Existența crustei este necesară, cel puțin sub forma unui inel marginal, ca indicator vizibil al temperaturii de turnare scăzute, care este condiția pentru obținerea unor retasuri minime [1].

Din analiza făcută mai sus se vede că multe dintre neajunsurile care pot apărea la umplerea formei se pot evita, dacă viteza v_r cu care metalul lichid se ridică în golul formei este destul de mare sau, mai precis, dacă această viteză are o valoare optimă. Rezultă că dintre factorii tehnologici care intervin în timpul operației de umplere a formei de turnare cu metal lichid, viteza de ridicare a metalului în formă v_r pare a fi unul dintre cei mai importanți. Cu toate acestea, pînă în prezent el nu a fost studiat sub o formă directă într-o măsură suficientă și, în special, nu s-a pus accentul pe caracterul său variabil în decursul operației și nici pe consecințele tehnologice ale acestei variații pentru calitatea produsului, după cum nici măsurile pentru influențarea mărimii vitezei de ridicare și eficacitatea practică a acestor măsuri nu au fost studiate. Această omisiune se datorește, după părerea noastră, faptului că în toate calculele tehnologice uzuale, referitoare la dimensionarea rețelelor de turnare și în special a secțiunii celei mai strangulate a lor, intervine durata de turnare t, determinată de greutatea piesei, de specificul ei geometric (caracterizat prin greutatea specifică aparentă), de viteza medie de umplere v_{um} și de înălțimea medie h_m a coloanei de metal lichid, care este generatoarea acestei viteze. În aceste calcule, într-o primă aproximație, se consideră că durata de timp t, necesară pentru a umple forma, este invers proporțională cu viteza medie de umplere v_{um}, această ultimă noțiune confundîndu-se, în concepția clasică, cu debitul de turnare Q, punctul de plecare a calculului fiind debitul de turnare Q, iar viteza de umplere v_{um} fiind consecința:

$$v_{um} = Q = \frac{G}{t}, \qquad (1)$$

unde G reprezintă greutatea piesei (fără maselotă). Viteza de ridicare a lichidului în formă v_r nu se lua în considerare. Se cunoștea totuși rolul vitezei de umplere v_u și se urmărea realizarea unei valori optime. În cazul turnării prin canale și în vederea dimensionării corecte a acestora, cu scopul de a realiza viteza optimă de umplere $v_{u\,opt}$, se determină întîi durata optimă de umplere t, care este o mărime fie determinată direct pe cale experimentală, pentru fiecare caz concret în parte, fie că se calculează cu formule empirice care au o valabilitate mai largă, ca de pildă formula lui Nehendzi pentru oțelul turnat [2]:

$$t = k\sqrt{G}, \qquad (2)$$

unde k este un coeficient ale cărui valori, practic acceptabile, sînt cuprinse între 1,5 pentru realizarea unei umpleri rapide și 2,35 pentru o umplere lentă.

Durata de umplere t se poate determina și cu ajutorul unor calcule științifice mai exacte [4] dar complicate, deduse din condiția ca, ținînd seamă de gradul de supraîncălzire a metalului și de caracteristicile termotehnice ale aliajului și ale materialului formei, pierderea de căldură suferită în timpul umplerii formei să nu pună în pericol fluiditatea metalului și, prin aceasta, posibilitatea de a umple forma.

Rîjikov [3] a stabilit pe cale de calcul diferențial o expresie exactă a duratei totale de umplere:

$$t = \frac{2S}{sc\sqrt{2gh}}. \qquad (3)$$

Metoda folosită pentru determinarea lui t nu schimbă însă principial mersul calculelor care urmează.

Raportul $\frac{G}{t} = Q$ indică mărimea debitului care trebuie să treacă în medie, pe secundă, prin secțiunea cea mai strangulată a canalului, situată de regulă la punctul de intrare în piesă și notată cu s. Dacă se notează cu v_s viteza de scurgere a metalului lichid prin această secțiune, rezultă relația :

$$v_s = \frac{Q}{s} \tag{4}$$

sau

$$s = \frac{Q}{v_s} = \frac{G}{tv_s}, \tag{5}$$

unde :

$$v_s = \sqrt{2gh}. \tag{6}$$

În mod obișnuit, mărimea h se determină constructiv, făcînd citirea ei pe desenul tehnologic pe care se reprezintă piesa amplasată în forma de turnare. În manualele și indicatoarele tehnologice [6], [7] se găsesc date cu privire la grosimea minimă g_{min} a stratului de amestec de formare cuprins între creștetul piesei și suprafața liberă a formei superioare. Pe baza acestor date se întocmește desenul tehnologic.

Înălțimea h, care rezultă pe această cale clasică, are motivarea legată de rezistența mecanică a materialului formei, nu însă de procesul de umplere a formei cu metal lichid, de care ar trebui să depindă în mod organic, funcțional.

Presiunea motoare h fiind variabilă în decursul operației de umplere a formei cu metal lichid, datorită echilibrării progresive a coloanei din canalul principal de turnare prin contrapresiunea metalului lichid care se ridică în formă, în calculele clasice de determinare a secțiunii minime a canalelor de alimentare valoarea lui h din expresia vitezei de scurgere v_s conform ecuației (6) a fost înlocuită printr-o valoare medie h_m, care se determină [5] cu formula :

$$h_m = \frac{2\,h \cdot h_p - h_0}{2\,h_p}, \tag{7}$$

unde h_p este înălțimea totală a piesei, iar h_0 este înălțimea acelei părți din piesă care se află deasupra nivelului mediu al alimentatorului.

$$v_s = \sqrt{2\,gh_m}. \tag{8}$$

Cu această valoare se poate calcula secțiunea s, folosind formula (5).

Există și alte metode [6] tot empirice, pentru determinarea secțiunii s, folosind ecuația :

$$s = \frac{G}{tqf}, \tag{9}$$

în care v_s nu mai intervine ca atare. S-a notat cu q debitul specific, care se determină din tabele empirice în funcție de greutatea specifică aparentă (de gabarit) a piesei $\left(\frac{greutatea}{vol.\ de\ gabarit}\right)$ și cu f un coeficient de corecție luat din tabele, prin care se ține seamă de fluiditatea caracteristică a aliajului folosit, în condiții de turnare.

În toate calculele precedente, pentru determinarea secțiunii minime a canalului de turnare, debitul oalei de turnare Q, presiunea motoare h, deci și viteza de scurgere v_s, au intervenit numai sub forma unor valori medii, suficiente pentru calculul acestei secțiuni, în cadrul metodei clasice.

Acest mod de a trata problemele legate de umplerea formelor a îndreptat atenția asupra duratei de umplere ca factor, evident, foarte important, și asupra valorilor medii ale debitului, presiunii și vitezei ; a îndepărtat însă atenția de la importanța variației continue a presiunii motoare din rețeaua de alimentare în tot timpul cît durează umplerea și corelația ei cu ceilalți factori : debitul de turnare Q, viteza de scurgere din rețea în golul formei v_s, și viteza de ridicare a metalului lichid în interiorul formei v_r. Toți acești factori au o mare influență asupra desfășurării pozitive sau negative a procesului de umplere a formei și, departe de a fi independenți, sînt strîns legați între ei prin principiul constanței debitului, și anume a debitului de umplere, a cărui mărime este determinată în ultimă analiză de secțiunea de scurgere s și de înălțimea coloanei de lichid motoare h. În parte, nici nomenclatura folosită n-a fost destul de clară, dînd naștere la confuzii, ca în cazul semnalat al confuziei dintre viteza de umplere v_u și debitul de turnare Q.

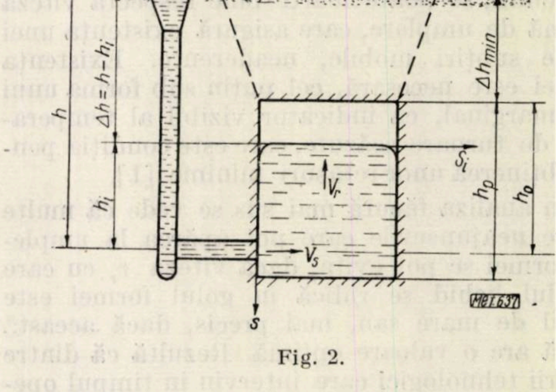


Fig. 2.

Pentru clarificarea noțiunilor, a denumirilor și a relațiilor dintre acestea, se propun următoarele definiții (fig. 2).

Prin viteza de scurgere v_s se înțelege viteza cu care metalul lichid se scurge trecînd prin secțiunea cea mai strangulată a rețelei.

Viteza de scurgere v_s se calculează cu formula lui Torricelli, pornind de la înălțimea h a coloanei de metal lichid care umple canalul vertical de turnare, cuprinsă între nivelul mediu al canalului de alimentare și nivelul metalului lichid din pîlnia de turnare :

$$v_s = c\sqrt{2\,gh}, \qquad (10)$$

unde c reprezintă un coeficient de corecție de valoare subunitară, în care, pentru simplificare, sînt înglobate toate pierderile de presiune (prin viscozitate, frecare, schimbare de direcție, variații de secțiune).

La nivelul secțiunii s, presiunea h se transformă în viteza v_s.

Relația (10) este valabilă numai în primul moment al umplerii.

Pe măsură ce în golul formei nivelul de metal lichid se ridică, presiunea motoare, care determină scurgerea metalului lichid prin secțiunea s, scade în mod continuu la valoarea variabilă Δh_i :

$$\Delta h_i = h - h_i, \qquad (11)$$

unde h_i reprezintă nivelul lichidului din golul formei deasupra nivelului mediu al alimentatorului. Indicele i arată că este vorba de o valoare curentă momentană (instantanee) a mărimii respective, valoarea pe care o are în momentul i.

În formularea generală, mărimea Δh_i se numește presiunea motoare și este egală cu diferența dintre nivelul metalului lichid din canalul principal de turnare și nivelul metalului lichid din interiorul formei. Mărimii instantanee Δh_i a presiunii motoare îi corespunde viteza de scurgere instantanee v_{si} :

$$v_{si} = c\sqrt{2g\,\Delta h_i} = K\sqrt{\Delta h_i}. \qquad (12)$$

În timpul umplerii formei, între nivelul exterior h și cel interior h_i se stabilește un echilibru dinamic. Δh_i reprezintă suprapresiunea datorită căreia se realizează procesul de umplere. Δh_i încorporează atît presiunea statică, cît și cea dinamică necesară atingerii acestui scop.

În timpul umplerii formei piesei propriu-zise, presiunea motoare Δh_i, care împinge metalul lichid din canalele de turnare în golul formei piesei, variază în mod continuu între o valoare maximă, la începutul turnării : $\Delta h_{i\,max} = h$, care atrage după sine și o valoare maximă a vitezei de scurgere :

$$v_{s\,max} = c\sqrt{2g\cdot h}, \qquad (13)$$

și o valoare minimă, la finele operației de umplere a golului formei piesei : $\Delta h_{i\,min} = \Delta h_{min}$, care atrage după sine și o viteză de scurgere minimă :

$$v_{s\,min} = c\sqrt{2\,g\cdot\Delta h_{min}}, \qquad (14)$$

unde Δh_{min} este denivelarea dintre punctul cel mai ridicat al piesei și nivelul din pîlnia de turnare, presupusă plină în tot timpul turnării.

Dacă Δh_{min} tinde către valori foarte mici sau chiar zero, și v_s va tinde către valori din ce în ce mai mici.

Aceasta este variația normală, funcțională a presiunii motoare care se produce în toate cazurile, de la sine.

Afară de aceasta, presiunea motoare mai poate varia și din alte cauze, de pildă valoarea ei va fi inconstantă în cazul cînd, rețeaua fiind de tip închis, turnarea se execută neglijent, cu întreruperi. Din această cauză, canalul vertical de turnare, nefiind menținut plin pînă sus cu metal lichid pe toată durata operației de umplere, metalul din canal va avea un nivel oscilant.

Dacă rețeaua este de tip deschis, fără strangulare înainte de intrarea în piesă, aceasta constituie un defect, deoarece în aceste condiții menținerea constantă a nivelului în canalul principal vertical este imposibilă.

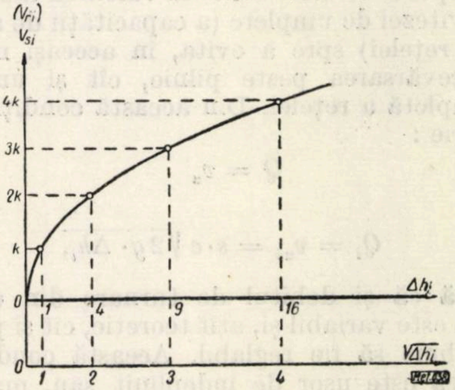


Fig. 3.

În figura 3 este reprezentată variația vitezei de scurgere v_{si} în funcție de mărirea momentană a presiunii motoare Δh_i.

Eroziunea pereților formei și a miezurilor în timpul umplerii se datorește în special vitezei de scurgere, a cărei mărime trebuie ținută între limite acceptabile, iar direcția ei orientată astfel, încît vîna de metal lichid să nu poată izbi nici în pereții formei și nici în miezuri. Vîna de metal lichid are o energie dinamică foarte mare. Din punctul de vedere al eroziunii este un avantaj faptul că, în timpul umplerii, viteza de scurgere scade.

Prin *viteza de umplere* v_u se înțelege cantitatea de metal lichid care se poate scurge în unitatea de timp din rețeaua de turnare în golul formei piesei, trecînd prin s, secțiunea cea mai strangulată a rețelei :

$$v_u = v_s\cdot s, \qquad (15)$$

unde :

$$v_s = c\sqrt{2g\cdot h}. \qquad (16)$$

Avînd în vedere că viteza de scurgere v_s prin secțiunea s este variabilă, va fi variabilă și viteza de umplere. Valorile curente instantanee, la momentul i, se notează cu indicele i :

$$v_{ui} = v_{si}\cdot s. \qquad (17)$$

Capacitatea de a absorbi metal lichid a rețelei de turnare fiind egală cu valoarea vitezei de umplere, este și ea variabilă și este limitată la valoarea momentană a vitezei de umplere :

$$v_{ui} = s\cdot c\sqrt{2g\cdot \Delta h_i}. \qquad (18)$$

Prin debitul de turnare Q se înțelege cantitatea de metal lichid care poate fi debitată în unitatea de timp de oala de turnare. Q depinde de caracteristicile tehnice ale oalei (mărime, formă, principiu de golire, mecanizare).

Pentru desfășurarea normală a procesului de umplere, debitul de umplere Q va trebui să se adapteze cît mai exact la valoarea momentană a vitezei de umplere (a capacității de absorbție a rețelei) spre a evita, în aceeași măsură, atît revărsarea peste pîlnie, cît și umplerea incompletă a rețelei. Din această condiție, care se scrie :

$$Q = v_u \qquad (19)$$

sau

$$Q_i = v_{ui} = s\cdot c\sqrt{2g\cdot \Delta h_i}, \qquad (20)$$

rezultă că și debitul de turnare din oală în formă este variabil și, atît teoretic, cît și practic, el trebuie să fie reglabil. Această condiție se pare că este ușor de îndeplinit sau, mai bine zis, se poate îndeplini între limite mai largi la turnarea pe cioc, mai ales dacă se folosește pîlnia în formă de scoică, care ușurează foarte mult adaptarea debitului oalei la capacitatea rețelei.

La turnarea prin fundul oalei, debitul de turnare trebuie să fie reglat de la început pentru valori cît mai ridicate, neexistînd aici o altă posibilitate de reglare decît prin strangularea vînei. Diametrul orificiului de scurgere se va alege în consecință, fără a uita că pe măsura golirii scade nivelul de metal din oală, deci și debitul de turnare, fenomen care este numai parțial și nu întotdeauna compensat prin lărgirea orificiului, datorită uzurii, care, de data aceasta, și numai din acest punct de vedere, pare avantajoasă (fig. 4). Dacă X este înălțimea metalului în oala cu dop înainte de turnarea ultimei piese, în momentul cînd nivelul va scădea la $\frac{X}{2}$ forma piesei va fi plină, urmînd umplerea maselotei (cvasiegală cu piesa). Din greutatea ultimei piese (inclusiv maselota) rezultă X, din $\frac{X}{2}$ și Δh_{min} rezultă secțiunea $\Omega = \frac{\pi\cdot\Phi^2}{4}$ a orificiului de scurgere a oalei :

$$Q = \Omega\cdot c_0\sqrt{2g\frac{X}{2}} = s\cdot c\sqrt{2g\cdot \Delta h_{min}}, \qquad (21)$$

$$\Omega = \frac{s\cdot c\sqrt{2g\cdot\Delta h_{min}}}{c_0\sqrt{2g\frac{X}{2}}} = s\cdot C\sqrt{\frac{2\,\Delta h_{min}}{X}}, \qquad (22)$$

$$\frac{\Omega}{s} = C\sqrt{\frac{2\,\Delta h_{min}}{X}}. \qquad (23)$$

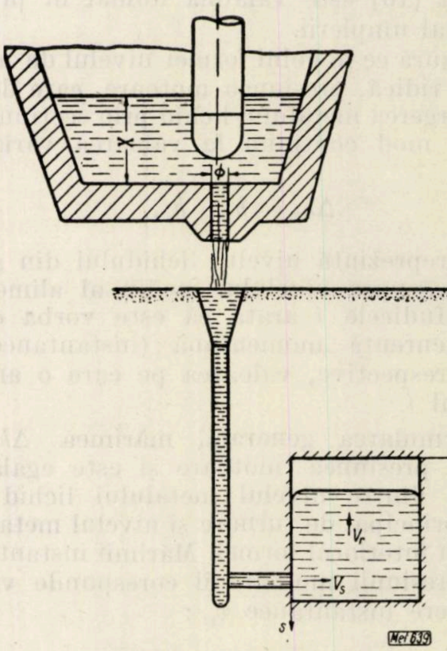


Fig. 4.

Din examinarea ecuației (23) ne putem face o idee despre valoarea raportului dintre secțiunile Ω și s, care depinde, după cum se vede, de raportul rădăcinilor pătrate ale înălțimilor de presiune active din oala de turnare și din formă, în momentul cînd forma piesei propriu-zise tocmai s-a umplut.

Și în cazul turnării prin fundul oalei, pîlnia în formă de scoică ușurează adaptarea. Turnarea directă în canalul vertical ar fi avantajoasă din cauza suplimentului dinamic de presiune. Execuția corectă necesită însă o precizie foarte greu de realizat în practică, de aceea nu se poate conta pe acest procedeu ca pe o metodă de lucru.

Prin viteza de ridicare v_r se înțelege viteza cu care metalul lichid se ridică în interiorul formei. Secțiunea orizontală prin golul formei poate fi de mărime constantă, cînd se notează cu S sau poate avea o mărime variabilă de la un nivel la altul cînd se notează cu S_i, valoarea la nivelul i atins de metalul lichid în momentul i.

În virtutea legii continuității rezultă relația :

$$Q = v_u = v_s \cdot s = v_r \cdot S \qquad (24)$$

sau ținînd seamă că v_s este variabil în timp, Q poate varia și el :

$$Q_i = v_{ui} = v_{st} \cdot s = v_{si} \cdot S, \qquad (25)$$

de unde rezultă viteza de ridicare instantanee :

$$v_{ri} = \frac{s}{S_i} \cdot v_{si} = \frac{s}{S_i} \cdot c \sqrt{2\,g \cdot \Delta h_i}. \qquad (26)$$

Se vede că valorile vitezei de ridicare variază paralel cu variația vitezei de scurgere v_{si}, respectiv cu rădăcina pătrată din presiunea motoare instantanee din rețea $\sqrt{\Delta h_i}$. Vor fi deci valori maxime ale vitezei de ridicare la începutul umplerii și viteze minime la finele ei.

Dacă ne raportăm la golul formei propriu-zise, vom avea și aici, identic ca la studiul vitezei de scurgere v_s, două valori limită remarcabile, o viteză de ridicare maximă :

$$v_{r\,max} = \frac{s}{S_i} \cdot c \sqrt{2\,g \cdot h} \qquad (27)$$

la începutul turnării, și o viteză de ridicare minimă :

$$v_{r\,min} = \frac{s}{S_i} \cdot c \sqrt{2\,g \cdot \Delta h_{min}} \qquad (28)$$

la finele umplerii formei piesei propriu-zise.

Din reprezentarea grafică a ecuației (12) în figura 3 care se poate aplica, în ce privește influența presiunii motoare, și la interpretarea ecuației (26) se vede bine cît de periculoase sînt valorile mici ale presiunii motoare Δh_i, care fac ca, tocmai la finele perioadei de umplere a formei piesei propriu-zise, viteza de scurgere v_{si} și deci și viteza de ridicare a nivelului în formă v_{ri} să aibă valori foarte mici care se suprapun, ca efect, cu vîrful rece al metalului în momentul cînd acesta pătrunde în extremitatea tehnologică a formei. Această suprapunere de efecte poate avea cele mai rele urmări pentru calitatea pieselor turnate. Tot din interpretarea ecuației (12) și a reprezentării sale grafice rezultă cît de ușor este să se realizeze o viteză de ridicare minimă care să îndepărteze pericolul formării unor defecte de turnare, prin adoptarea unei denivelări minime Δh_{min} suficiente între creștetul piesei din formă și nivelul pîlniei pline (fig. 2). Dacă rama de formare adoptată nu duce în mod constructiv la o denivelare suficientă, este foarte ușor să se realizeze denivelarea necesară printr-o supraînălțare-prelungire, destul de moderată a pîlniei, respectiv a canalului vertical, folosind în acest scop godeuri mai înalte sau mici rame suplimentare. Prin adoptarea denumirii de denivelare minimă s-a atras atenția asupra necesității tehnologice de a se lua măsuri prin care să se garanteze existența acestei valori minime, strict necesară pentru asigurarea succesului turnării.

Pentru tehnologul proiectant ar părea util să se poată face o previziune, pe bază de calcul, asupra mărimii lui Δh_{min}, pentru fiecare caz practic în parte. Posibilitățile actuale de a stabili o normă în această privință pe o bază statistică-experimentală foarte largă sînt în prezent foarte reduse. Pentru tehnologul practician, de atelier, aceasta nici nu este necesar, deoarece cunoașterea principială a legităților formulate aici în privința influenței vitezei de ridicare îi permite să determine cauza defectelor care apar la omologarea prototipului și, pe această bază solidă, are posibilitatea ca, într-un termen foarte scurt și după numai una sau două turnări de probă suplimentare, să determine experimental denivelarea necesară.

Dacă și secțiunile orizontale ale piesei sînt variabile, viteza de ridicare variază și în funcție de variația acestora. Restul condițiilor fiind egale, la secțiuni orizontale mici corespund viteze de ridicare mari și viceversa.

Cu cît specificul geometric al piesei sau cu cît caracteristica tehnologiei de turnare determină o răcire mai rapidă a piesei lichide, adică cu cît suprafața specifică a piesei $\left(\frac{\text{suprafața}}{\text{volum}}\right)$ e mai mare și cu cît zona în curs de umplere este mai apropiată de vîrful rece, respectiv de extremitatea tehnologică a formei, cu atît viteza de ridicare trebuie să fie mai mare.

Viteza de ridicare depinde atît de raportul $\frac{s}{S_i}$ al secțiunii de scurgere (constantă) către secțiunea orizontală curentă prin piesă (variabilă), cît și de presiunea activă Δh_i. Prin variația, în același sens sau antagonistă, a acestor factori, se poate produce o accentuare sau o nivelare a gradientului variației rezultante a vitezei de ridicare, ecuația (26).

Viteza de ridicare influențează hotărîtor asupra apariției anumitor defecte de turnare : cute, suprapuneri, incluziuni și neumplerea formei. Către finele turnării, cînd vîrful rece al metalului lichid se pregătește să pătrundă în extremitatea tehnologică a formei de turnare, cînd temperatura scăzută și viscozitatea ridicată a metalului lichid reprezintă factori defavorabili, atît pentru decantarea impurităților solide, gazoase sau lichide, conținute de la început sau antrenate, cît și pentru umplerea perfectă a tuturor detaliilor piesei, tocmai în aceste momente și viteza de ridicare tinde către valorile ei minime. Această suprapunere de efecte poate crea reale dificultăți la umplerea formei și poate provoca rebuturi sau remanieri costisitoare.

Viteza mică de umplere face ca solidificarea prematură a metalului, de pildă a oțelului, în formă, să se facă sub un aspect foarte caracteristic al suprafeței solidificate : lateral cu numeroase încălecări, cute, suprapuneri orizontale, pe fața superioară încrețituri, bășici, incluziuni de nisip, de zgură, iar meniscul puternic bombat în sus (convex) (fig. 5).

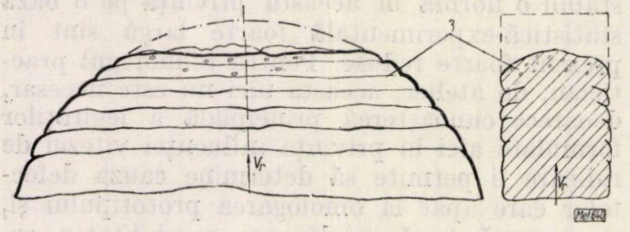


Fig. 5.

Cu toate acestea trebuie remarcat că defectele și aspectul caracteristic din figura 5 se pot întîlni cu ușurință chiar și în cazul secțiunilor groase, dacă viteza de ridicare este insuficientă în raport cu condițiile speciale în care se execută turnarea.

De aceea, este absolut necesar să se ia toate măsurile posibile pentru a garanta realizarea practică a unor viteze de ridicare suficient de mari, pînă în ultimul moment al umplerii formei piesei.

O primă măsură în această privință este ca, la umplerea formei piesei propriu-zise, să se asigure existența unor presiuni active finale suficient de mari. Aceasta se realizează prin adoptarea unei denivelări minime între punctul cel mai ridicat al piesei (creștetul ei) și nivelul metalului lichid din pîlnia menținută plină. Pentru a se putea conta în mod efectiv pe existența și activitatea presiunii active Δh_i, canalul vertical de turnare se va menține neapărat plin tot timpul turnării, iar rețeaua va fi de tip închis. Această regulă este perfect valabilă și trebuie aplicată nu numai la turnarea fontei sau a neferoaselor, care se toarnă pe cioc și deci trebuie împiedicată pătrunderea zgurei din oală în formă, dar și la turnarea oțelului din oale cu dop.

Deseori este bine să se ridice nivelul pîlniei de turnare prelungindu-se canalul de turnare prin aplicarea pe formă a unui godeu mai înalt sau chiar a unei forme suplimentare avînd un gabarit orizontal mic, dar în schimb o înălțime mare. Prin aceasta se mărește presiunea activă și, ca atare, se influențează favorabil atît viteza de ridicare v_r, cît și capacitatea de absorbție a rețelei egală cu viteza de umplere v_u.

Din formula (26) rezultă că viteza de ridicare poate fi mărită și acționînd asupra dimensiunilor orificiului de scurgere a rețelei s, pe care în calculele de pînă acum le-am considerat constante. Mărirea lui s înseamnă mărirea generală a calibrului rețelei de turnare și, prin aceasta, creșterea consumului de metal lichid pentru anexele tehnologice, ceea ce este neeconomic. Față de această situație, mărirea denivelării minime Δh_{min} și prelungirea corespunzătoare a canalului vertical sînt mai avantajoase.

Pentru a se da posibilitatea de a menține rețeaua plină s-a prevăzut și s-a experimentat cu succes prelungirea cilindrică în sens vertical a pîlniei conice de turnare. Acest rezervor de metal lichid asigură o elasticitate și o adaptabilitate suficientă la posibilitățile turnării din oală, ușurează centrarea vînei care se scurge prin fundul oalei și pune la contribuție pozitivă presiunea dinamică a acesteia. Prin mărirea formei rezervorului mai ales în sens vertical se contribuie la mărirea presiunii active statice din rețea.

Privind formula (26) în ansamblu se mai pot face următoarele recomandări, a căror aplicare contribuie la asigurarea unei viteze de umplere, respectiv de ridicare, mari.

Viteza instantanee de ridicare v_{ri} depinde liniar de valoarea coeficientului de pierdere prin frecări și consum dinamic de energie c. Este necesar și posibil ca pierderile prin frecare să fie micșorate prin executarea foarte îngrijită a canalelor rețelei de turnare : foarte bine îndesate, bine netezite, consolidate la nevoie cu cuie de turnătorie sau întărite superficial prin stropirea cu soluții de lianți (moliftan, etc.), prin aplicarea de vopsele protectoare, prin stropire sau pensulare sau prin consolidarea cu ajutorul vopselelor inflamabile, pe bază de marșalită, rășini sintetice, petrol și alcool sau încă prin folosirea, în cazul pieselor mari, a tuburilor de șamotă și a cărămizilor de șamotă pentru confecționarea canalelor. Este necesar și posibil să se micșoreze pierderile dinamice, evitîndu-se coturile canalelor, în unghi drept, care vor fi înlocuite prin curbe de racordare cu o rază cît mai mare ; se vor evita lărgirile și îngustările bruște ale canalelor, iar atunci cînd sînt inevitabile, ca la intrarea în piesă, se vor racorda larg. Se va aplica principiul de a se executa canalele rețelei conform principiilor hidrodinamicii, în vederea unor pierderi minime.

În legătură cu raporturile dintre S, s și v_{ri} se pot face următoarele observații : viteza de ridicare poate fi relativ mai mică la piese groase $\left(\text{raportul } \frac{s}{S} \text{ relativ mic}\right)$ și trebuie să fie relativ mare la piese subțiri $\left(\frac{s}{S} \text{ relativ mare}\right)$.

Altă observație privește proporționarea dimensiunilor canalelor de turnare și a denivelării minime Δh_{min} : la piese subțiri, canalul va fi relativ gros și denivelarea relativ mare ; la piese groase, canalul va fi relativ subțire și denivelarea relativ mică. Variația acestor dimensiuni în raport cu mărimea pieselor nu este liniară.

Ansamblul de măsuri propuse are o mare valoare practică pentru executarea cu succes a turnării oricăror piese, din orice aliaj și indiferent de procedeul de turnare.

---

[1] *Wanyorek, C.* Contribuții la studiul general al solidificării sistemului piesă-maselotă. În : Metalurgia și construcția de mașini, nr. 6 și 12, 1962. [2] *Nehendzi, I. A.* Turnarea oțelului. București, Ed. tehnică, 1952. [3] *Rijikov, A. A.* Bazele teoretice ale turnării. București, Ed. tehnică, 1957. [4] *Czikel, J.* și *Diepschlag, E.* Tehnica turnării semifabricatelor și a turnării în forme. București, IDT, 1955. [5] *Cazacu, I.* Tehnologia turnării, II. Brașov, Litografia învățămîntului, 1960. [6] *Ștefănescu, Cl.* Îndreptar pentru turnători. București, Ed. tehnică, 1960. [7] *Russian, S. V., Baranov, I. A.* și alții. Proiectarea proceselor tehnologice pentru turnătorii. București, IDT, 1952.

EXTRASE

Valorificarea zgurei expandate de furnal

În ultimii ani, acțiunea de valorificare a zgurei expandate de furnal a luat o mare dezvoltare.

Prețul de cost scăzut al acestui material, precum și calitățile deosebite pe care le oferă ca agregat pentru betoane ușoare și termoizolante, folosite în special la fabricarea elementelor prefabricate, au făcut ca producția mondială de zgură expandată de furnal să crească foarte mult în ultimul timp.

Betoanele produse cu zgură expandată se caracterizează printr-o rezistență mecanică la fel ca a betoanelor obișnuite, dar sînt mult mai ușoare și au proprietăți de izolare termică și fonică mai bune decît acestea, ceea ce a făcut să capete o largă răspîndire în construcția de locuințe . Așa de exemplu, în R.P.U., la Budapesta, s-au construit, exclusiv din betoane pe bază de zgură expandată, blocuri de 8—10 etaje.

Obținerea zgurei expandate cît și calitățile acesteia sînt condiționate de compoziția chimică și de temperatura zgurei la evacuarea din furnal [1].

S-a determinat practic că, cu cît zgura este mai acidă, cu atît aceasta se poate expanda mai ușor.

Se consideră ca expandabile zgurele cu un conținut de silice și alumină de minimum 43 %, iar ca zgure ușor expandabile, zgurele cu un conținut de silice de 40—50 % și un conținut de alumină de 10—25 % (fig. 1).

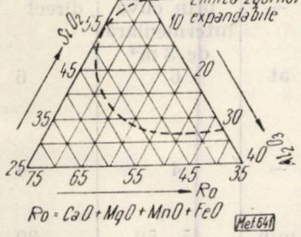


Fig. 1

Foarte important pentru expandare este și conținutul de FeO din zgură. Conținutul optim de FeO este cuprins între 0,1 și 0,5 %. S-a observat că prin creșterea conținutului de FeO, zgurele își pierd capacitatea de expandare, iar atunci cînd se reușește să se expandeze, materialul obținut are o greutate volumetrică ridicată care depășește limita prescrisă de 0,75 t/m³.

S-a observat, de asemenea, că oxidul de magneziu are o influență defavorabilă în obținerea zgurei expandate în cazul unei bazicități mai mari a zgurei.

Pentru a se putea expanda, zgurele trebuie să fie plastice și suficient de fluide pentru a nu opune rezistență agentului de expandare. Plasticitatea și fluiditatea sînt funcție de compoziția chimică a zgurei, precum și de temperatura acesteia. Zgurele acide sînt plastice, intinzîndu-se în fire lungi, spre deosebire de zgurele bazice care nu prezintă această proprietate.

Creșterea temperaturii face zgura fluidă, micșorîndu-i viscozitatea , ceea ce ușurează obținerea zgurei expandate. În general, se consideră că temperatura optimă de expandare o au acele zgure care au 1 370—1 410°C pe jgheabul de turnare.

S-au experimentat și pus în practică diferite sisteme de expandare, urmărindu-se obținerea unui material suficient de poros, cu greutatea volumetrică cuprinsă între 0,4—0,7 t/m³.

Se cunosc trei procedee principale de producere a zgurei expandate și anume : *1* — procedeul în care expandarea zgurei se produce prin reacția superficială dintre apă și zgură ; 2 — procedeul de expandare în care are loc, în principiu, același lucru ca în cazul anterior, cu deosebirea că se utilizează în plus mijloace mecanice pentru intensificarea procesului (mașină centrifugă) și *3* — procedeul în care procesul de expandare nu se desfășoară spontan, ci comandat, apa fiind introdusă cu presiune în masa de zgură fierbinte.

Avantajul mare al ultimului procedeu constă în faptul că procesul poate fi controlat prin variația debitului sau a presiunii apei care se introduce în masa de zgură incandescentă. De asemenea, apa injectată străbate mai bine masa de zgură fierbinte, provocînd o expandare (umflare) mai bună a acesteia. În plus, acest procedeu permite expandarea zgurelor cu bazicitate mai mare și care prin alte procedee nu pot fi expandate.

Transformarea zgurei de furnal lichidă în zgură expandată și sortată, după al treilea procedeu, se realizează într-o stație de expandare compusă dintr-o instalație de expandare și dintr-o instalație pentru concasarea și sortarea zgurei expandate.

În prezent, la Combinatul siderurgic Hunedoara se montează o stație experimentală de expandare a zgurei de furnal, cu o capacitate de 100 000 t/an, care va folosi pentru producerea zgurei expandate procedeul cu injectare de apă sub presiune în masa de zgură incandescentă.

După acest procedeu, zgura lichidă este transportată de la furnale la stația de expandare, în vagoane siderurgice cu capacitatea de 11 m³ (fig. 2, unde : *1* — oală de 11 m³ ; *2* — masă de expandare ; *3* — groapă pentru zgura expandată).

Zgura lichidă se descarcă din oală, prin basculare, fie direct (procedeul Vöest), fie prin intermediul unei cuve intermediare cu capacitatea de 3 m³ (procedeul Bamag), pe o masă de expandare plană.

Zgura descărcată din oală sau din cuva intermediară ajunge pe suprafaţa plană a mesei de expandare. În acelaşi timp se începe admisia apei prin duzele plăcilor de fontă care formează fundul mesei de expandare. Prin contactul apei cu zgura lichidă se produce evaporarea instantanee a apei. Vaporii de apă produşi, trecînd prin stratul de zgură, provoacă agitarea şi umflarea acesteia mărindu-i considerabil volumul şi în acelaşi timp începe şi solidificarea materialului. La procesul de umflare iau parte şi gazele din zgură a căror influenţă asupra expandării nu este încă lămurită. Se pare, totuşi, că degajarea gazelor din zgură favorizează expandarea, prin aceea că ajută pătrunderea vaporilor de apă.

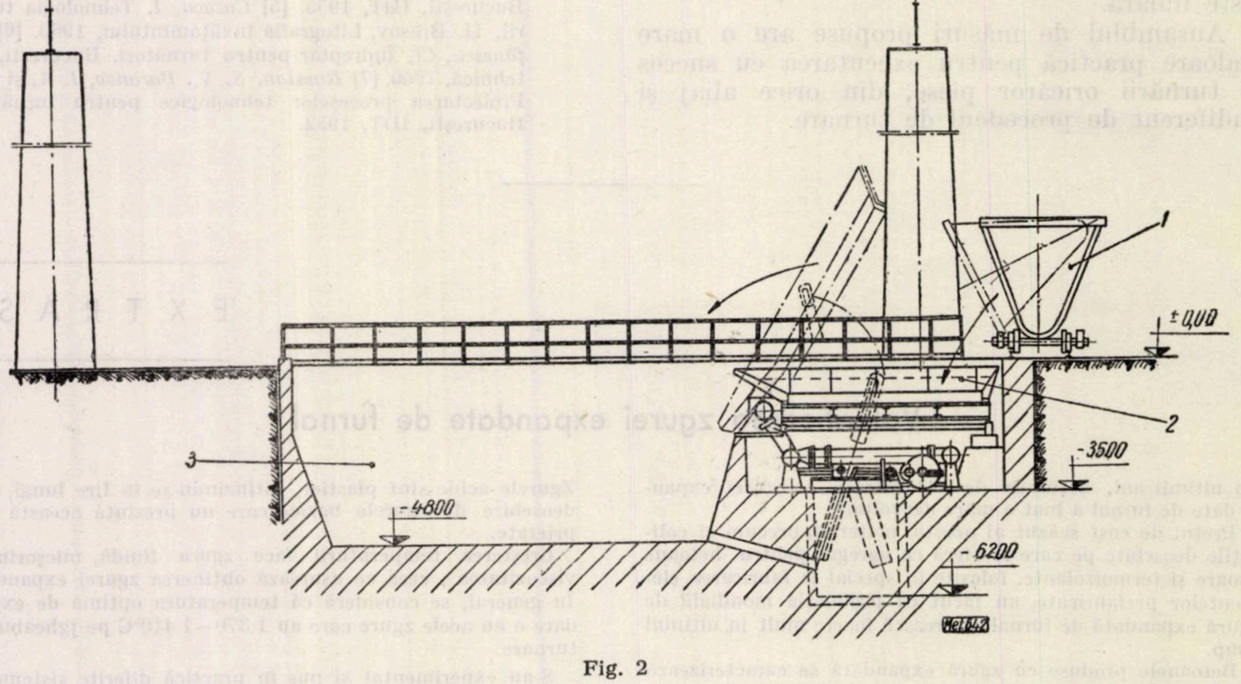


Fig. 2

Datorită degajărilor de vapori de apă şi gaze, produsul rezultat este poros, avînd greutatea volumetrică între 0,4 şi 0,8 t/m³.

Masa de expandare este o construcţie sudată, avînd pereţii laterali dubli şi răciţi cu apă, iar fundul, de asemenea, dublu şi prevăzut cu plăci de fontă cu suprafaţa de circa 1 m² fiecare. Plăcile sînt prevăzute cu duze avînd diametrul de 3 mm pentru injectarea apei sub presiune de 6 at.

Bascularea mesei de expandare se face în jurul unor fusuri aşezate în lagăre de alunecare, iar acţionarea mesei în vederea basculării se face de la un troliu prin intermediul unui cablu.

Caracteristicile tehnice ale celor două procedee (Bamag şi Vöest) de obţinere a zgurei expandate cu ajutorul mesei plane de expandare sînt cele din tabela 1.

Debitul necesar pentru expandarea zgurei este de 6 l/s la o presiune de 6 at. Apa de expandare este asigurată de o pompă cu hidrofor. Pentru răcirea mesei de expandare este necesară o cantitate de apă de 2 l/s.

Comparînd cele două procedee de obţinere a zgurei expandate se constată că la masa Bamag zgura se repartizează mai uniform pe masă şi în straturi mai subţiri decît la masa Vöest, ceea ce permite ca procesul de expandare să se facă mai intens dînd un material mai poros şi cu o structură mai omogenă. Zgura expandată brută, obţinută după acest procedeu, poate să se desfacă în bucăţi mai mici şi mai uşor de concasat.

Procedeul Vöest prezintă avantajul că are o capacitate de producţie mai mare, expandarea făcîndu-se pe două mese de expandare plane şi cu un consum de energie mai mic decît în cazul Bamag.

După terminarea expandării, materialul este basculat prin înclinarea mesei la un unghi de circa 60° şi zgura cade într-o groapă aflată în faţa mesei.

Din groapă zgura este luată cu o macara cu graifăr şi depozitată într-un bazin intermediar de temporizare pentru continuarea procesului de răcire şi cristalizare.

Bazinul intermediar este căptuşit la fund cu o zidărie de cărămidă de argilă roşie, iar pereţii laterali sînt de beton. Depozitul intermediar are o capacitate de 1,5—3 zile. Zgura expandată brută, în formă de bulgări poroşi de dimensiuni diferite, care ajung pînă la dimensiunea de circa 300×300×500 mm şi o rezistenţă de 20—70 kgf/cm², este luată de aceeaşi macara cu graifăr şi dusă la o staţie de concasare.

Tabela 1

Nr crt.	Caracteristica tehnică	Unitatea de măsură	Procedeul Bamag	Procedeul Vöest
1	Suprafaţa utilă a mesei (suprafaţa prevăzută cu duze pentru injectarea apei)	m²	21,6 (4 m××5,4 m)	12,7 m (4,7 m××2,7 m)
2	Alimentarea mesei	—	prin cuvă intermediară de 3 m³	direct
3	Presiunea apei injectate	at	6	6
4	Numărul de expandări pentru o oală de 11 m³	—	4	4
5	Timpul de expandare pentru o oală de 11 m³	min	45—50	30
6	Producţia zilnică	t	250	500

În conformitate cu cerinţele industriei materialelor de construcţie, zgura expandată se livrează în următoarele clase granulometrice: 0—7 mm, 7—15 mm şi 15—30 mm.

Pentru obţinerea acestor granulaţii concasarea zgurei expandate se face în două trepte, folosind un concasor cu valţuri dinţate pentru granulaţia de 0—80 mm şi un concasor cu valţuri striate pentru granulaţia de 0—30 mm (fig. 3, unde: *1* — buncăr intermediar; *2* — alimentator cu bandă metalică; *3* — concasor cu două valţuri dinţate; *4* — bandă de transport; *5* — separator magnetic; *6* — ciur vibrator; *7* — concasor cu două valţuri striate; *8* — bandă de transport; *9* — ciur vibrator; *10* — bandă de transport; *11* — ciur vibrator; *12* — jgheab vibrant; *13* — buncăr de expediţie; *14* — jgheab basculant).

Prin ciuruirea şi sortarea materialului concasat se realizează granulaţiile optime în următoarele procente: 0—7 mm în proporţie de 50%, 7—15 mm în proporţie de 25% şi 15—30 mm în proporţie de 25%.

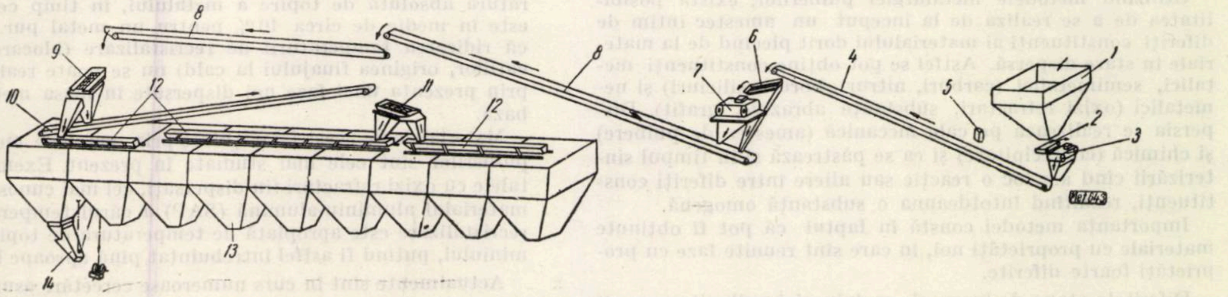


Fig. 3

Zgura expandată brută se încarcă, cu graifărul podului rulant, într-un buncăr de recepţie prevăzut la partea inferioară cu un alimentator oscilant cu bandă metalică.

Din buncăr, materialul este încărcat cu ajutorul alimentatorului oscilant în concasorul primar cu două valţuri dinţate pentru concasarea la granulaţia 0—80 mm.

După concasarea primară, zgura este transportată cu ajutorul unui transportor cu bandă înclinată la staţia de concasare secundară.

Deasupra acestui transportor este montat un separator magnetic care are rolul de a separa particulele metalice care ar putea pătrunde în concasorul secundar.

În staţia de concasare secundară, un ciur vibrator separă materialul cu granulaţia peste 30 mm de materialul mărunt.

Măruntul este trecut pe o bandă transportoare, iar clasa peste 30 mm este introdusă în concasorul secundar cu două valţuri striate.

Materialul concasat este preluat de aceeaşi bandă ca şi măruntul şi transportate împreună la două ciururi vibratoare. Primul ciur are refuzul de la 15—30 mm; acesta este apoi depozitat în buncărele de expediţie cu ajutorul jgheaburilor vibrante. Al doilea ciur separă granulaţia 0—15 mm (clasele 0—7 mm şi 7—15 mm), după care clasele respective sînt depozitate în buncăre prin intermediul jgheaburilor vibrante.

Buncărele de depozitare sînt prevăzute cu închizătoare basculante, cu jgheaburi, acţionate cu troliu manual. Din buncărele de expediţie, zgura expandată şi sortată este descărcată în vagoanele de cale ferată.

Se consideră că pentru obţinerea unei cantităţi de 1 000 t zgură expandată şi sortată sînt necesare 1 075 t zgură lichidă.

Zgura expandată are două utilizări principale: ca material de construcţie şi ca material termoizolant [2], [3].

Ca material de construcţie zgura este folosită ca agregat în betoane, rezultînd un beton cu greutate specifică aparentă redusă (tabela 2) şi proprietăţi bune de rezistenţă. Acest tip de beton este indicat pentru construcţia zidurilor uşoare şi mai ales pentru confecţionarea de elemente prefabricate.

Tabela 2

Nr. crt.	Denumirea materialului	Greutatea volumetrică, kg/m³	Conductivitatea termică, kcal/m.h°C
1	Cărămidă de argilă arsă	1 600	0,70
2	Beton cu pietriş	2 200	8,15
3	Beton cu zgură expandată	1 400	0,29
4	Zgură expandată (în vrac)	360	0,09

În plus, betonul cu agregat de zgură expandată se caracterizează, în comparaţie cu alte materiale de construcţie, printr-o conductivitate termică dintre cele mai reduse (0,29 kcal/m h°C, la o greutate volumetrică de 1,4 t/m³ (tabela 2).

Conductivitatea termică redusă a zgurei expandate se datoreşte faptului că are porii mici, rotunzi, închişi şi în plus, o structură relativ sticloasă.

Zidurile din betoane de zgură expandată au o inerţie termică suficient de ridicată, ceea ce face ca ele să menţină mult timp căldura înmagazinată.

Zgura expandată are volumul constant, fiind deci rezistentă în timp, iar betoanele confecţionate cu acest agregat, suficient compactizate, au aceeaşi rezistenţă la îngheţ ca şi betoanele cu pietriş. De asemenea, aceste betoane au un modul de elasticitate relativ ridicat, ceea ce le face indicate pentru betoane armate.

Caracteristicile izolatoare ale zgurei expandate o fac indicată pentru izolaţii termice în construcţii şi la instalaţii frigorifice.

Datorită acestor proprietăţi, precum şi faptului că zgura are un punct de topire relativ ridicat (aproximativ 1 250°C), zgura expandată este folosită şi ca material de izolare a cazanelor, canalelor şi coşurilor de fum, precum şi la alte instalaţii care lucrează la temperaturi înalte.

Din cele arătate rezultă că folosirea zgurei expandate prezintă un avantaj însemnat nu numai pentru industria siderurgică, care poate valorifica astfel un produs secundar, dar şi pentru restul economiei naţionale şi îndeosebi pentru sectorul construcţiilor.

---

[1] *Wallace, I. R., Fedora, P.* şi *Weiner, N. O.* Proprietăţile şi aplicaţiile zgurei de furnal. În: The Canadian Mining and Metallurgical Bulletin, nr. 503, 1954. [2] *Fleşer, S.* Zgura expandată, un material de construcţie şi izolaţie. În: Industria construcţiilor şi a materialelor de construcţii nr. 9, 1954. [3] *Bertumé, I.* Valorificarea zgurelor de furnal. În: Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 2, 1954.

Ing. A. Rădulescu

Aplicaţiile materialelor metalice sinterizate în industria nucleară*

Caracteristicile metalurgiei pulberilor. În metalurgia clasică, piesele metalice sînt obţinute totdeauna prin topire, turnare şi prelucrări mecanice, urmate, eventual , de tratamente termice.

Inconvenientele acestor metode sînt bine cunoscute : necesitatea de temperaturi înalte, superioare punctului de topire, impurificarea cu elemente conţinute de creuzet, imposibilitatea de a obţine structuri mixte datorită segregării, dificultatea de a obţine compoziţia dorită din cauza pierderilor de material etc.

Recent, metoda clasică de topire a fost perfecţionată prin topirea sub vid şi rafinarea prin topire zonară. Totuşi, prin aceste metode nu se pot obţine materiale mixte.

Utilizînd metodele metalurgiei pulberilor, există posibilitatea de a se realiza de la început un amestec intim de diferiţi constituenţi ai materialului dorit plecînd de la materiale în stare dispersă. Astfel se pot obţine constituenţi metalici, semimetalici (carburi, nitruri, boruri, siliciuri) şi nemetalici (oxizi refractari, substanţe abrazive, grafit). Dispersia se realizează pe cale mecanică (amestec de pulbere) şi chimică (coprecipitare) şi ea se păstrează şi în timpul sinterizării cînd are loc o reacţie sau aliere între diferiţi constituenţi, rezultînd întotdeauna o substanţă omogenă.

Importanţa metodei constă în faptul că pot fi obţinute materiale cu proprietăţi noi, în care sînt reunite faze cu proprietăţi foarte diferite.

Diferitele etape de lucru ale metalurgiei pulberilor permit să se regleze uşor şi să se controleze cu precizie aceste proprietăţi datorită factorilor multipli care sînt luaţi în considerare în procesele de dispersie, aglomerare şi sinterizare.

Dintre materialele mixte, cele mai utilizate la temperaturi înalte sînt materialele metaloceramice (fig. 1).

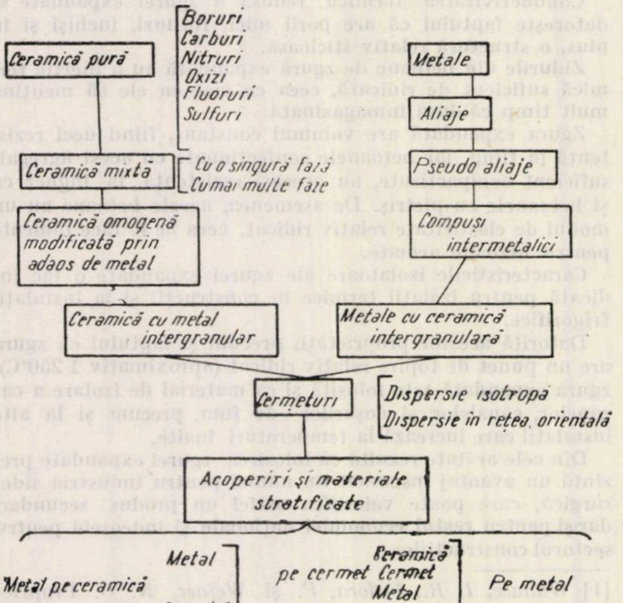


Fig. 1.

Nici metalele şi nici materialele ceramice, luate în parte, nu pot fi utilizate la temperaturi înalte datorită proprietăţilor lor necorespunzătoare.

Pentru obţinerea unor proprietăţi optime la temperaturi înalte se asociază fazele metalice şi cele ceramice, fiecare fază contribuind la realizarea materialului mixt, cu proprietăţile sale specifice : faza metalică, prin ductilitate, conductibilitate termică ridicată, tenacitate, rezistenţă la şoc ; faza ceramică, prin duritate şi refractaritate, stabilitate structurală, inerţie chimică.

În afară de cermeturi care pot fi considerate drept materiale ceramice cu proprietăţi îmbunătăţite printr-un liant metalic folosite datorită proprietăţilor de rezistenţă la temperaturi înalte (exemplu TiC—NiCr, Al_2O_3+Cr, CrB+Ni etc.) sînt cunoscute de asemenea şi materiale metalice cu dispersie ceramică, cînd la metalul sau aliajul de bază se adaugă 0,1+ + 5% fază ceramică în particule foarte fine (0,01+0,1μ), uniform dispersată.

Faza refractară are proprietatea de a ridica temperatura absolută de recristalizare la valoarea de 70—80% din temperatura absolută de topire a metalului, în timp ce aceasta este în medie de circa 40% pentru un metal pur. Se ştie că ridicarea temperaturii de recristalizare (blocarea dislocaţiilor, originea fluajului la cald) nu se poate realiza decît prin prezenţa unei faze noi dispersate în masa metalică de bază.

Materialele de acest fel obţinute prin metodele metalurgiei pulberilor sînt cele mai studiate în prezent. Exemplu, metalele cu oxizi refractari fin dispersaţi, cel mai cunoscut fiind materialul aluminiu-alumină (SAP) a cărui temperatură de recristalizare este apropiată de temperatura de topire a aluminiului, putînd fi astfel întrebuinţat pînă aproape la 500°C.

Actualmente sînt în curs numeroase cercetări asupra acestor materiale necesare pentru tehnica nucleară, cînd proprietăţile metalelor ca : Be, Zr, Th, U etc. pot fi îmbunătăţite prin această metodă.

În tabela 1 sînt prezentate numeroase produse sinterizate obţinute prin metalurgia pulberilor, utilizate în majoritatea domeniilor industriale : în construcţiile mecanice, electrice, în industria chimică, iar recent în domeniul exploatării energiei nucleare.

Tabela 1

Piese mecanice			Fe, Fe—C, Fe—Ni—Mn—C Fe—Cu, Fe—Cu—C oţel inoxidabil, bronz, alamă, Ti
Aliaje speciale	magneţi :		Alnico
	miezuri magnetice :		Fe, Fe—Ni, Fe—Si
	aliaje pure :		Fe—Si, Fe—Ni—Co
Metale şi aliaje	refractare :		W, Ta, Re, Mo, Nb
	nucleare :		Be, Zr, Th, U
Elemente poroase	cuzineţi autolubrifianţi		bronz, Fe, Fe—Cu oţel inoxidabil
	filtre		bronz, oţel inoxidabil, monel, Ni Ti, Ta, Zr
Materiale metalice	intermetalice :		$MoSi_2$, AlNi
	pseudoaliaje	cuzineţi :	Cu+Pb, Fe+Pb
		aliaje grele :	W+Ni—Cu
		contacte electrice	W+Cu W+Ag Ag+Ni
Materiale mixte	aliaje cu dispersie ceramică aliaje dure		$W+ThO_2$, $Al+Al_2O_3$ (W, Ti, Ta) C+Co Cr_3C_2+Ni
	cermeturi		TiC+Ni—Cr—Co, $Cr+Al_2O_3$ ZrB_2,CrB, TiB_2+liant
	materiale	de alunecare :	Fe+C, bronz + C
		de frecare :	bronz + C + abraziv
	aliaje de tip diamant :		bronz + D, WC+Co+D
	contacte electrice :		Ag+CdO, WC+Ag

Problema materialelor nucleare şi metalurgia pulberilor. La construcţia unui reactor nuclear trebuie rezolvate o serie de probleme de importanţă deosebită, ca : realizarea de proprietăţi ridicate fizice şi mecanice ale materialelor utilizate pentru a corespunde transferului de căldură care are loc în condiţiile funcţionării la temperaturi ridicate; corodarea barelor şi a celorlalte elemente ale reactorului datorită fluidului de răcire (gaz sau lichid); influenţa radiaţiilor asupra proprietăţilor materialului; proprietăţile nucleare ale materialelor.

---

* *R. Meyer*, Revue de Métallurgie, 1961, nr. 10, p. 871—875.

Toate aceste probleme sînt noi deoarece ele se referă fie la materiale ce nu au fost folosite înainte de era nucleară, fie la fenomene încă nestudiate sau foarte puţin cunoscute.

La construirea unui reactor se folosesc materiale combustibile ca: uraniu, thoriu, plutoniu şi aliajele sau compuşii lor, materiale de construcţie, exemplu: compuşii borului şi cadmiului. În plus, materialele situate în vecinătatea combustibililor nucleari vor trebui să aibă o secţiune eficace de absorbţie a neutronilor termici, foarte scăzută, iar dispozitivele de reglare (absorbţie de neutroni) şi ecranele de protecţie (absorbţie de neutroni şi de raze γ) trebuie să fie constituite din elemente cu secţiune de absorbţie foarte mare sau cu masă atomică foarte ridicată.

Rezolvarea acestor probleme este diferită, întrucît metalele utilizate (U, Th, Pu) sînt foarte reactive şi cu proprietăţi mecanice scăzute, la cald.

Diferenţa fundamentală dintre elementele combustibile ale unui reactor şi piesele supuse la temperaturi ridicate într-o maşină termică clasică constă în sensul propagării fluxului de căldură. În cazul unui reactor nuclear, căldura este produsă în interiorul unei bare şi trebuie evacuată rapid spre periferie pînă la fluidul de răcire, existînd întotdeauna un gradient de temperatură extrem de ridicat între centrul barei şi fluid. Din acest motiv au loc contracţii mecanice importante în materialele utilizate, de unde rezultă necesitatea unor proprietăţi mecanice ridicate de rezistenţă la fluaj şi la oboseală termică a acestora, la temperaturi de la 300°C pînă la 1 000°C (în funcţie de tipul de reactor).

Coroziunea, care poate să apară în condiţiile funcţionării unui reactor nuclear, depinde de natura şi temperatura fluidului de răcire (gaz, lichid sau metal topit).

Problema cea mai importantă care se pune tehnicienilor din industria nucleară este însă influenţa radiaţiilor asupra materialelor metalice. Se ştie că substanţele organice sînt foarte sensibile la influenţa radiaţiilor β şi γ şi a neutronilor. Variaţiile de proprietăţi fizice şi mecanice care apar în substanţele respective se explică prin fenomenele de ionizare. Metalele în schimb nu sînt afectate decît de fluxurile intense de neutroni, care determină următoarele modificări: mărirea durităţii, mărirea limitei elastice şi a modulului de elasticitate, scăderea rezistenţei la tracţiune şi a alungirii de rupere, creşterea rezistivităţii electrice, modificarea dimensiunilor şi a densităţii.

Toate aceste modificări şi în special ultimele sînt defavorabile pentru stabilitatea mecanică a elementelor unui reactor nuclear.

În timpul iradierii materialului cu neutroni se creează goluri în reţeaua cristalină, ca urmare a deplasărilor de atomi. Structura finală a metalului este mai dezordonată decît structura iniţială. Această ipoteză este confirmată de următorul fapt foarte important: schimbările de proprietăţi fizice şi mecanice în metalul iradiat sînt cu atît mai scăzute, şi chiar nule, cu cît structura iniţială a metalului este mai dezordonată, ceea ce se obţine fie prin ecruisaj, fie prin tratament termic, deci cînd reţeaua cristalină are goluri şi defecte în cantitate mare.

De asemenea trebuie arătat că neutronii nu au numai un efect mecanic asupra nucleelor atomilor la elementele metalice, ci pot provoca şi transmutări ale acestor nuclee. Efectul produs este de înlocuire a unor ioni în reţeaua cristalină a metalului prin ioni străini, rezultînd modificări de proprietăţi mecanice şi fizice datorită prezenţei acestor elemente adiţionale.

Modul cum rezolvă metalurgia pulberilor aceste două probleme importante: rezistenţa la efectele de iradiere şi rezistenţa mecanică la temperatură înaltă constă în următoarele.

Structura cristalină a unei pulberi metalice este foarte diferită de cea a unui metal turnat. Suprafaţa specifică, deci suprafaţa exterioară a grăuntelui raportată la volumul său sau la masa sa, este foarte mare şi anume cu atît mai mare cu cît diametrul mediu al grăuntelui este mai mic.

Deci, în vecinătatea suprafeţei fiecărui grăunte, reţeaua cristalină este extrem de perturbată prin prezenţa dislocaţiilor, golurilor şi a diferitelor defecte. După aglomerarea pulberii, piesa obţinută conţine un număr enorm de defecte de reţea uniform repartizate între grăunţi. Existenţa acestor defecte este cauza fundamentală a fenomenului de sinterizare. În timpul sinterizării, cînd atomii acestor zone perturbate ale reţelei îşi schimbă poziţia, are loc o dispariţie progresivă a defectelor cristaline şi o reorganizare cu tendinţă de reţea ordonată. Respectînd condiţiile sinterizării (temperatură şi durată) este posibil a atinge un grad determinat de dezordine în structura cristalină. Metalurgia pulberilor reprezintă deci un mod simplu de a obţine metale cu conţinut controlat de defecte cristaline. Din cele expuse mai sus rezultă că produsele sinterizate din pulberi sînt mai rezistente la efectele iradiaţiei decît aceleaşi substanţe obţinute prin topire şi turnare.

O altă particularitate a metalelor sinterizate din pulberi o constituie mărimea grăuntelui cristalin. Se ştie că în metalele turnate creşterea grăunţilor în timpul recoacerii se face plecînd de la germenii de recristalizare; aceşti germeni sînt cu atît mai numeroşi cu cît metalul este mai puternic ecruisat. Dar creşterea grăunţilor este împiedicată sau încetinită prin prezenţa impurităţilor. Aglomeratele din pulberi conţin un mare număr de zone perturbate rezultate la ecruisare în timpul preparării pulberii sau în timpul comprimării. Există iniţial multe centre de recristalizare, deci se va obţine o structură cu grăunţi foarte fini. În timpul sinterizării porii existenţi între particulele pulberii joacă rolul de impurităţi şi se opun la o creştere rapidă a grăunţilor. Pentru acest motiv, un metal sinterizat are un grăunte mai fin decît un metal turnat. Se ştie că fineţea grăuntelui este un factor favorabil pentru rezistenţa mecanică, rezistenţa la fluaj la cald şi adesea un metal cu grăunţi fini este mai puţin influenţat de iradierea cu neutroni.

Din cele expuse rezultă că metalurgia pulberilor oferă avantaje numeroase pentru obţinerea aliajelor şi a materialelor mixte, de exemplu obţinerea aliajelor de uraniu sau de thoriu cu elemente uşoare, plecînd de la amestec de pulberi. În numeroase cazuri, sinterizarea la temperatură joasă permite să se obţină aliaje cu conţinut precis, foarte pure şi cu grăunţi fini.

În domeniul materialelor compuse şi cermeturilor, cîmpul oferit la realizarea elementelor combustibile rezistente la coroziune şi la contracţii mecanice la temperaturi ridicate este extrem de vast. Există două posibilităţi: fie că se adaugă unui metal pur (ca uraniu sau thoriu) un element sau un compus refractar dispersat, destinat a face metalul mai rezistent la cald şi mai puţin sensibil la iradiere, fie că se elaborează un cermet a cărui fază refractară este un compus de uraniu şi de thoriu, iar liantul metalic, un metal apropiat.

Metalurgia pulberilor a fost recunoscută de întreaga lume ca o tehnică de viitor pentru rezolvarea tuturor problemelor care se pun materialelor nucleare. Întrebuinţarea acestei metode are însă şi dificultăţi: utilizarea de metale foarte reactive, ai căror compuşi cu oxigenul sînt foarte stabili (U, Th, Be, Zr); toxicitatea elementelor (Pu, Be, U, Th); necesitatea de a elabora materiale sub formă de piese alungite de mari dimensiuni (bare, tuburi).

Se constată că operaţiile clasice de comprimare şi sinterizare ale metalurgiei pulberilor sînt în acest caz foarte complicate: manipularea pulberilor în absenţa aerului, sinterizarea în argon sau sub vid înalt, comprimare hidrostatică, laminare, trefilare etc.

Exemple de aplicaţii ale metalurgiei pulberilor în tehnica nucleară. Cele mai utilizate metale în tehnica nucleară sînt: U, Pu, Th, Zr, Be, Nb, V.

În figura 2 sînt date proprietăţile cele mai caracteristice ale acestor metale, iar în tabela 2 sînt indicate unele procedee întrebuinţate pentru obţinerea pulberilor acestor metale.

Cele mai folosite produse sinterizate, obţinute folosind metodele speciale ale metalurgiei pulberilor (aşa cum s-a menţionat mai sus), sînt:

— aliaje U—Mo, U—Zr, U—Nb cu structură stabilă la cald;

Tabela 2

Materia primă	Metoda de obținere	Metalele la care se aplică metoda
Metal turnat brut	H_2 fragilizare (măcinare, degazare)	Ti, Zr, Nb, Ta
	H_2 hidrurare (folosire directă, descompunere)	Zr, U, Th
Clorură fluorură	electroliză ignee	Ne, Zr, Nb, Th, Te, Ti
	reducere cu H_2	Nb, V
	reducere cu Mg	Ti, Be, Zr
Oxid	reducere cu Ca	U, Th, Zr
Oxid	reducere cu carbură	Nb

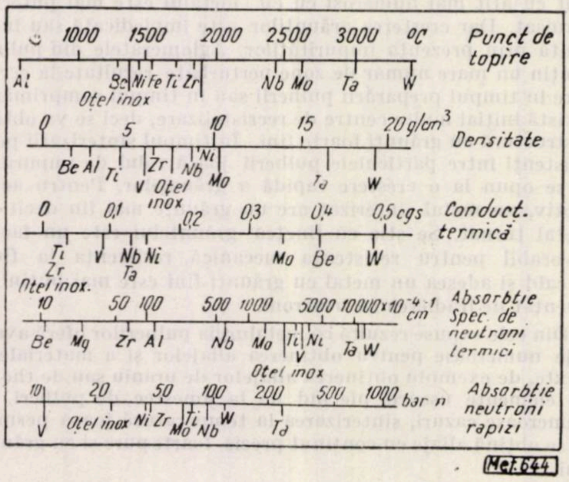


Fig. 2

— piese din thoriu metalic a căror microstructură și proprietăți mecanice sînt superioare pieselor obținute prin topire în arc;

— materiale mixte $Th-ThO_2$ cu structură foarte stabilă, la temperaturi ridicate, datorită fazei oxid care împiedică recristalizarea;

— piese din beriliu metalic, cel mai întrebuințat metal în energia nucleară datorită proprietăților sale superioare ca: densitate scăzută (1,85), conductibilitate termică ridicată (40% din cea a cuprului), modul de elasticitate ridicat (30 000 kg/mm²), secțiune de absorbție a neutronilor termici foarte scăzută, rezistență la coroziune prin CO_2, H_2O peste 400°C și în aer pînă la 800°C etc.;

— piese din zirconiu care au, datorită proprietăților superioare ale acestui metal, întrebuințări din ce în ce mai importante în construcția reactoarelor. De asemenea, o deosebită importanță au aliajele (ex. Zircalloy) și elementele combustibile în care compușii de fisiune sînt fin dispersați în zirconiu;

— piese din niobiu, de curînd utilizate pentru construcția reactoarelor datorită proprietăților superioare de rezistență la cald și secțiunii de absorbție a neutronilor termici foarte scăzută;

— piese din vanadiu, recent aplicat în industria nucleară, datorită proprietăților sale speciale;

— compuși ceramici ai uraniului (UO_2, UC, UC_2, UN, USi_2) cu punct de topire foarte ridicat ($>$ 2 400°C), rezistență la fluaj foarte ridicată, rezistență mare la coroziune, fără transformări cristalografice pînă la punctul de topire etc.;

— materiale mixte sinterizate UO_2+Al, UO_2 + oțel inoxidabil, UO_2+Zr, aliaj $U-Si+MoSi_2$, $U-Mo+Mg$, (U, Th) O_2 + oțel inoxidabil, PuO_2 fin dispersat în Mo, V, Nb, Ta;

— piese din pulbere de UO_2, în care fiecare particulă este acoperită cu un strat de metal (Nb, W, Cr) depus printr-o reacție în fază gazoasă: reducere cu hidrogen a unei cloruri volatile, piroliza unei ioduri sau a unui carbonil volatil;

— materiale de tip cermet: $Si-SiC$, $Al-Cr_2O_3$, $ZrC-Fe$, $MgO-Ni$, $Al-Al_2O_3$, $Mg-MgO$, $Be-BeO$, $Th-ThO_2$, folosite ca materiale de construcții;

— materiale cu bază de bor, B_4C, B, BN, pentru absorbția neutronilor și a radiațiilor;

— piese obținute prin dispersia particulelor de carbură de bor sau a compușilor refractari de Hf, Cd, Eu, Sm (carburi sau oxizi) într-un metal (aluminiu, oțel inoxidabil, aliaje refractare cu $Ni-Cr$) mai puțin sensibile la radiațiile neutronilor;

— ecrane de protecție din aliaj $W-Ni-Cu$ (cu 93% W);

— elemente filtrante metalice sinterizate din bronz, oțel inoxidabil, nichel, monel etc.

În concluzie se poate spune că metalurgia pulberilor ocupă un loc important în domeniul energiei nucleare, datorită posibilităților sale actuale de obținere a metalelor pure și a materialelor noi precum și posibilităților sale de viitor în ceea ce privește rezolvarea numeroaselor probleme legate de materialele cu proprietăți superioare, care apar ca rezultat al perfecționării și dezvoltării tehnicii nucleare.

Ing. **A. Protopopescu**

Utilizarea distenului în industria materialelor refractare

Dezvoltarea industriei în general și a industriei metalurgice în special impune, ca o problemă fundamentală, îmbunătățirea calității și lărgirea gamei sortimentale a produselor refractare care deservesc principalele agregate termice industriale.

Intensificarea proceselor industriale în agregatele siderurgice (furnale, caupere, cuptoare Martin etc.) și alte cuptoare industriale necesită utilizarea de produse refractare aluminoase cu conținut ridicat de Al_2O_3.

Fabricarea acestor produse se poate realiza din materii prime naturale bogate în Al_2O_3, cum sînt cele din grupa silimanitului (disten, silimanit, andaluzit) sau din alumină calcinată și argile refractare.

Produsele refractare fabricate din disten au un conținut ridicat de Al_2O_3, în timpul arderii se formează componentul valoros mulitul ($3\,Al_2O_3.2SiO_2$), care imprimă acestor produse calități superioare ca: rezistență la atac chimic, refractaritate ridicată, rezistență la șoc termic etc.

În prezent, majoritatea refractarelor aluminoase se fabrică pe bază de argilă refractară și alumină tehnică. În U.R.S.S. se fabrică exclusiv din argilă refractară și alumină tehnică, existînd tendința de fabricare din materii prime naturale cu conținut ridicat de Al_2O_3, datorită calităților superioare ale acestor produse.

Mineralele naturale: disten, silimanit, andaluzit care au aceeași formulă chimică $Al_2O_3.SiO_2$ (62,9% Al_2O_3 și 37,1% SiO_2) trec, la temperaturi înalte, în mulit:

$$3\,(Al_2O_3\cdot SiO_2) \rightarrow 3\,Al_2O_3\cdot 2\,SiO_2 + SiO_2.$$

Temperatura teoretică de transformare în mulit este de 1 390°C, dar practic s-a dovedit a fi cu mult mai mare, ea ajungînd la 1 600°C. Această transformare este însoțită de o creștere a volumului și scădere a densității.

Pentru ca aceste minerale să poată fi folosite la fabricarea produselor refractare este necesar ca ele să nu prezinte variații mari de volum în timpul arderii; de aceea se impune arderea lor, în prealabil, pînă la terminarea mulitizării.

Șamotizarea distenului, silimanitului, andaluzitului are loc în anumite condiții. În acest sens, studiile și cercetările ăcute au stabilit că parametrii optimi care influenţează sinterizarea sînt : granulaţia, presiunea de brichetare, temperatura de ardere şi durata de ardere la temperatura maximă.

Prin măcinarea fină a minereului utilizat la fineţea sub 0,09 mm se obţin porozitate mică şi constanţă de volum bună. Mărirea presiunii de brichetare influenţează favorabil şamotizarea, iar temperatura optimă de şamotizare este de circa 1 600°C.

Cu privire la caracteristicile şamotei distenice, literatura indică următoarele date medii : conţinut de Al_2O_3, circa 60 % ; densitate aparentă, 2,68 g/cm^3 ; porozitate aparentă, 3,5 % ; refractaritate, 1 850°C ; temperatura începutului deformării sub sarcină, 1 800°C ; constanţă de volum la 1 600°C, 0,7 % ; rezistenţă la coroziune, foarte bună.

Această şamotă arsă pînă la mulitizare completă poate fi folosită ca degresant la fabricarea produselor aluminoase.

Tehnologia de fabricaţie este similară cu aceea a produselor de şamotă.

Ca liant serveşte argila refractară plastică cu conţinut ridicat de Al_2O_3, circa 40 %, şi cu conţinut redus de Fe_2O_3, maximum 2 %. Argila liant se adaugă în cantităţi relativ mici, pînă la 10 %, pentru procedeul de fasonare semiuscată a produselor, şi în cantităţi mai mari, ajungînd pînă la 30 %, pentru procedeul de fasonare plastică.

În U.R.S.S. s-a pus la punct şi un procedeu de fasonare a produselor aluminoase fără argilă liant, care însă necesită temperaturi mai ridicate pentru cristalizarea deplină a mulitului.

Produsele refractare aluminoase pe bază de disten se caracterizează prin rezistenţă mare la acţiunea zgurei. Încercările efectuate cu dopuri şi orificii de acest gen, pentru oalele de turnare a oţelului, au dat rezultate pozitive.

Produsele refractare fabricate din şamotă distenică au calităţi superioare : refractaritate, 185 I.P. ; temperatura începutului de înmuiere sub sarcină, 1 450—1 550°C ; sfîrşitul înmuierii sub sarcină, 1 650—1 700°C ; porozitate aparentă, sub 10 %.

În general, literatura de specialitate indică, la aceste produse fabricate pe bază de disten, calităţi superioare : punct de topire mai mare cu 100°C decît punctul de înmuiere şi mai mare decît punctul de topire a cărămizilor silica sau de şamotă. În comparaţie cu cărămizile silica, coeficientul de dilatare este foarte scăzut, datorită cărui fapt se utilizează mult la cuptoare periodice.

Şamota distenică se mai poate folosi la fabricarea cărămizilor poroase termoizolante, caracteristicile lor fiind superioare oricăror produse uşoare.

Din literatură se constată orientarea pentru fabricarea produselor aluminoase din disten, arătîndu-se că aceste produse distenice se comportă în exploatare mai bine decît produsele aluminoase pe bază de alumină calcinată, în special la căptuşirea oalelor de turnare a oţelului.

Experimentări făcute în U.R.S.S. au arătat, de exemplu, că produsele fabricate din concentrat de disten, încercate la oala de turnare a oţelului, au rezistat de 1,5—2 ori mai mult decît produsele aluminoase de calitate superioară făcute din argilă refractară. Calitatea superioară a acestor produse se reflectă şi în efectul mai scăzut de a impurifica oţelul.

În literatură nu se indică cifre privind durabilitatea produselor refractare pe bază de disten, faţă de produsele aluminoase fabricate pe bază de alumină, fapt ce nu dă posibilitatea întocmirii unui calcul economic comparativ.

Datele sumare conţinute în literatură, cu privire la comportarea produselor distenice, se explică prin utilizarea lor destul de recentă şi limitată în siderurgie, însă se constată o tendinţă de creştere a consumului acestor produse datorită calităţii lor superioare.

Utilizarea, limitată în trecut, a refractarelor aluminoase şi silimanitice este confirmată şi de producţia mondială de disten, silimanit şi andaluzit, care în 1958, în tone, a fost următoarea (tabela 1) :

Tabela 1

	Disten	Silimanit	Andaluzit	Total
India	24 565	14 067	—	38 632
S.U.A.	34 500	—	—	34 500
Africa de sud-est	18 063	—	13 233	31 296
Australia	2 708	—	—	2 708
Alte ţări	—	—	—	2 500
Total	—	—	—	109 636

Se menţionează, totodată, că în R.F.G. consumul de cărămizi silimanitice în 1958—1960 a fost numai de 4 000—6 000 t.

Pînă în prezent, în ţara noastră s-au fabricat produse refractare aluminoase în cantităţi neînsemnate, folosindu-se ca materii prime argile refractare indigene şi alumina tehnică din import.

Ţinînd seamă că alumina calcinată se fabrică pornind de la o materie primă deficitară — bauxită — se impune valorificarea rezervelor de disten din ţara noastră.

Lucrările de cercetare geologică efectuate în ultimii ani au pus în evidenţă existenţa unor zăcăminte de roce distenifere cu rezerve însemnate. Lucrările de prospecţiuni şi explorare au pus în evidenţă zone şi corpuri de micaşisturi care conţin disten în proporţii de 5—20 %.

Punerea în exploatare şi valorificarea zăcămintelor de disten din ţara noastră pot să înlocuiască materialul deficitar — alumina calcinată — şi să asigure, pînă la nivelul anului 1970, cantitatea de circa 60 000 t/an concentrat de disten.

Cercetările de laborator efectuate în anul 1959 de ICEMIN pentru prepararea prin flotaţie a rocelor distenifere au stabilit un flux tehnologic care a fost verificat şi îmbunătăţit în faza pilot 1961—1962.

Compoziţia chimică a rocei distenifere (%) : Al_2O_3—25 ; Fe_2O_3—11,5 ; SiO_2—53,1 ; CaO—0,97 ; MgO—2,4 ; K_2O—3,15 ; Na_2O—1,07 ; TiO_2—1,06.

Compoziţia mineralogică a rocei distenifere (%) : disten —6,5—7 ; cuarţ—40 ; muscovit—28—32 ; biotit — 4—6 ; granaţi — 8—10 ; feldspaţi — 5 ; staurolit—1 ; rutil şi ilmenit — 1—2 ; magnezit — 0,5.

Analiza chimică completă a produsului de flotaţie (concentratul) (%) : Al_2O_3 — 57,5—58 ; SiO_2—35—35,5 ; Fe_2O_3 — 1,6—1,8 ; CaO — 1,4—1,6 ; MgO — 1,4—1,8 ; K_2O — 0,28—0,33 ; Na_2O — 0,12—0,13 ; TiO_2 — 0,75 ; S — urme ; P.C. — 0,8—0,9.

Analiza granulometrică a concentratului de disten obţinut la flotaţie a fost (%) : $>$ 0,2mm — 12 ; 0,2—0,071 mm — 66 ; $<$ 0,071mm — 22.

Refractaritatea concentratului este de 1 790—1 820°C.

În tabela 2 dăm analiza chimică comparativă a concentratului indigen obţinut prin flotaţie şi a altor concentrate străine.

Din această comparaţie se constată că distenul indigen preparat în faza pilot are un conţinut de Al_2O_3 comparabil cu cel al materialelor străine, însă cu un conţinut de Fe_2O_3 mai ridicat.

Tabela 2

	Al_2O_3	Fe_2O_3	SiO_2	MgO	CaO	Na_2O	K_2O	TiO_2	P.C.
India	60,84	0,07	34,66	—	—	—	—	1,18	0,9
Kenya	59,65	0,56	37,38	0,07	0,27	—	—	1,09	0,6
Canada	59,09	0,87	39,24	—	—	—	—	—	—
R.P.R. (conf. studiului ICEMIN)	57,5—58	1,6—1,8	35—35,5	1,4—1,8	1,4—1,8	0,12—0,13	0,28—0,33	0,5	0,8—0,9

Avînd în vedere că oxidul de fier dăunează calităţii produselor, se impune ca în cadrul cercetărilor ulterioare, în fază semiindustrială, să se urmărească reducerea impurităţilor de Fe_2O_3.

Concentratul de disten indigen, preparat din roca distenică şi avînd compoziţia chimică redată mai sus, este indicat a se utiliza pentru următoarele scopuri :

— la fabricarea şamotei înnobilate cu un conţinut de Al_2O_3 (45—47 %) folosindu-se ca reţetă : concentrat de disten — 54 % şi argilă refractară Suncuiuş cu I.P. 171 şi $Al_2O_3 >$ $> 30—46$ % ; această şamotă se utilizează apoi la fabricarea produselor refractare cu un conţinut de 40—45 % Al_2O_3 ;

— la fabricarea şamotei înnobilate cu un conţinut de Al_2O_3 (56—58 %), folosindu-se concentrat de disten —100 % ; această şamotă serveşte apoi la fabricarea produselor cu conţinut de 50—55 % Al_2O_3 ;

— la fabricarea şamotei înnobilate cu un conţinut ridicat de Al_2O_3 (70—72 %) folosindu-se ca reţetă : alumină calcinată 32 % şi concentrat de disten 68 % ; din acest sortiment de şamotă urmează a se fabrica produse cu conţinut de 60—65 % Al_2O_3.

Cercetarea tehnologiei de fabricare a refractarelor distenice a impus studierea comportării concentratului de disten la ardere la diverse temperaturi.

În acest scop, în cadrul încercărilor de laborator ICEM s-au confecţionat probe de concentrat de disten indigen folosind ca liant leşie lignosulfitică 6 %, care s-au ars la temperaturi între 1 300 şi 1 700°C. Încercările au arătat că distenul prezintă variaţii mari de volum în timpul arderii la diverse temperaturi. Se observă o creştere de volum şi, în consecinţă, cresc porozitatea aparentă şi capacitatea de absorbţie, în timp ce densitatea aparentă scade. Această creştere de volum se explică prin transformarea distenului în mulit şi cristobalit. Odată cu creşterea temperaturii de ardere scad variaţiile de volum, de unde apare necesitatea calcinării prealabile, la o temperatură mai înaltă, înainte de a fi folosit la fabricarea produselor refractare.

Fineţea de măcinare a distenului influenţează asupra comportării la ardere (s-au făcut încercări pe granulaţii diferite). Încercările de ardere efectuate la temperaturi egale, însă avînd fineţea de măcinare a distenului sub 0,09 mm, au arătat că variaţiile de volum sînt mult mai mici decît la distenul cu granulaţie mai mare.

S-a stabilit temperatura de ardere de circa 1 600°C, pentru o fineţe sub 0,09 mm. În urma condiţiilor stabilite pentru şamotizarea distenului pur se pot realiza şamotele după dozajele amintite , în funcţie de procentul de Al_2O_3 dorit în şamota distenică, temperatura de ardere fiind în aceste cazuri între 1 500 şi 1 600°C. Aceste încercări s-au efectuat şi verificat în fază de laborator şi pilot, după care s-au realizat produse aluminoase din şamotele obţinute şi argilă refractară selecţionată de Suncuiuş, în proporţie de 80 % şamotă distenică şi 20 % argilă.

Tehnologia de preparare a produselor este similară cu aceea a produselor de şamotă ; diferă însă diagrama de ardere şi temperatura de palier.

Caracteristicile produselor obţinute pe bază de disten indigen sînt corespunzătoare pentru produsele aluminoase prescrise de standardele în vigoare.

Din datele furnizate şi studiile efectuate pînă în prezent se deduce că, sub aspectul economic, utilizarea concentratului de disten indigen la fabricarea produselor refractare aluminoase apare ca oportună.

Calcule economice certe, din care să rezulte rentabilitatea utilizării distenului, nu se pot încă face, neexistînd criterii de comparabilitate a durabilităţii produselor refractare pe bază de disten cu aceea a produselor refractare pe bază de alumină calcinată. Din calculele de preţ de cost, efectuate pentru cele două categorii de produse, rezultă că preţul de cost al şamotei aluminoase obţinute din concentrat de disten indigen este superior cu 30—74 % faţă de cel al şamotei aluminoase obţinute pe bază de alumină calcinată.

Totodată, preţurile de cost ale produselor finite, obţinute pe bază de şamote distenice, sînt superioare cu 21—56 % faţă de preţurile respective ale produselor avînd aceleaşi conţinuturi de Al_2O_3, obţinute pe bază de alumină calcinată.

Din datele furnizate de literatura de specialitate, din studiile întocmite privind valorificarea zăcămintelor de disten indigen şi din cele privind utilizarea concentratului de disten la fabricarea produselor refractare, se desprind următoarele concluzii.

Concentratul de disten este un material refractar silicoaluminos, de calitate superioară, datorită cărui fapt este foarte indicat pentru fabricarea produselor refractare aluminoase cu un conţinut ridicat de Al_2O_3 şi cu proprietăţi fizico-mecanice superioare faţă de produsele de şamotă obişnuită şi faţă de produsele silicoaluminoase fabricate cu adaos de alumină tehnică.

Datorită caracteristicilor superioare (rezistenţă mărită la atac chimic, şoc termic, refractaritate ridicată etc.), ponderea produselor fabricate din concentrat de disten are o tendinţă de creştere.

În literatura de specialitate nu se indică date comparative în ceea ce priveşte durabilitatea produselor fabricate pe bază de disten şi a produselor fabricate cu adaos de alumină tehnică în diferitele locuri de utilizare din industrie.

Din calculele făcute rezultă că folosirea a circa 35 000 t/an concentrat de disten pentru fabricarea produselor refractare va putea face disponibile cantităţile de circa 12 000 t/an alumină şi circa 25 000 t/an argilă refractară, la nivelul anului 1965.

În cursul anului 1963 va fi fabricat şi experimentat în exploatare un lot de circa 300 t produse refractare din disten indigen ce se vor obţine în instalaţii semiindustriale.

Pe baza datelor ce se vor obţine în exploatarea produselor refractare din disten indigen în 1963 urmează să se definitiveze procesul tehnologic de preparare a concentratului de disten şi a fabricării produselor refractare pe bază de disten.

În cadrul acestor cercetări trebuie să se urmărească reducerea la maximum a conţinutului de fier în concentratul de disten, precum şi reducerea preţului de cost pînă la limitele avantajoase.

Ţinînd seamă că în prezent alumina tehnică necesară fabricării de produse refractare cu un conţinut ridicat de Al_2O_3 se aduce din import, iar în viitor s-a prevăzut fabricarea aluminei tehnice în ţară din materie primă deficitară, apare ca necesară valorificarea rezervelor indigene de zăcăminte distenice. În acest mod se poate asigura fabricarea de produse refractare de calitate superioară, care să sprijine dezvoltarea rapidă a industriei siderurgice.

Ing. **P. Boştenaru** şi ing. **M. Minulescu**

---

[1] *Budnicov, P. P.* Tehnologia produselor ceramice şi refractare. Bucureşti, 1960. [2] *Mamikin, P. S.* Tehnologia materialelor refractare. Sverdlovsk, 1959. [3] *Letort, I.* Produse refractare. Paris, 1962. [4] ICEM. Prepararea şi utilizarea concentratelor de disten. Faza laborator + pilot. 1961. [5] *Konopicky*. Les matériaux de construction refractaires. Fabrication et emploi. Paris, 1961. [6] *Poluboiarnicov*. Materiale refractare superaluminoase. Moscova, 1960. [7] La Metallurgia italiana, nr. 10, 1956. [8] * * * Silicates industriels. Juillet — Août 1962.

Noi cercetări în siderurgie

Cercetările în domeniul siderurgiei, efectuate în Australia, sînt încă în faza de laborator şi instalaţii pilot, dar sînt deosebit de interesante prin noutatea lor.

Îmbogăţirea minereurilor pe cale uscată. Hematita silicioasă săracă este supusă unei măcinări autogene la cald, cu reducerea simultană a minereului măcinat; viteza de măcinare este mult accelerată de microfisurarea intergranulară foarte accentuată, care are loc la 600°C, datorită transformării $\alpha \rightarrow \beta$ a cuarţului şi dilatării care însoţeşte reducerea hematitei în magnetită. Separatorul megnetic uscat este în curs de realizare şi va fi utilizat pentru separarea magnetitei de cuarţ în particule de 0,046 mm.

Cocsificarea continuă. Cercetările au stabilit că prin metoda continuă se pot obţine o rezistenţă ridicată, o formă şi o mărime constantă a cocsului produs chiar la cocsificarea de cărbuni graşi slab cocsificabili. Pentru cocsificarea continuă se fac încercări cu instalaţii cu coloană, cu camere şi cu bandă. Cele mai bune rezultate se obţin în instalaţia cu bandă: cărbunele este încălzit în pat fluidizat, la 300—350°C, apoi este trecut în atmosferă de azot într-un buncăr distribuitor care alimentează banda prin gravitate. Se reglează înălţimea şi densitatea de încărcare a stratului de cărbune înainte de introducerea sa în camera de cocsificare încălzită cu 14 perechi de rezistenţe electrice. Printr-un reglaj corespunzător al rezistenţelor de încălzire, al înălţimii stratului, al vitezei benzii şi al temperaturii de preîncălzire, intervalul critic cuprins între 400° şi 500° este trecut în mod satisfăcător.

Cocsul este descărcat într-un recipient cu sas care este purjat cu azot după fiecare descărcare. În funcţie de temperatura finală de cocsificare, cocsul este fie stins cu apă, fie supus unui nou tratament termic. Gudronul şi gazele sînt evacuate din camera de cocsificare prin nouă deschideri.

Elaborarea continuă a oţelului. Pînă în prezent, cercetările s-au efectuat cu un cuptor în formă de canal închis, prevăzut cu lănci de oxigen dispuse în serie. S-au putut obţine oţeluri cu conţinuturi de carbon foarte variate.

Acest procedeu prezintă numeroase avantaje (printre care utilizarea unor cuptoare mici şi puţin costisitoare). De exemplu, un cuptor avînd vatra de 12,2 m lungime, 1,8 m lăţime şi 0,6 m adîncime, poate produce 120 t/h, deci 1 milion de tone pe an. Construcţia sa este simplă, fără camere de regenerare şi sisteme de inversare. Utilizînd în acelaşi timp căldura sensibilă a fontei şi căldura de combustie a oxidului de carbon în bioxid de carbon, se pot atinge randamente termice relativ ridicate. Evacuarea continuă a oţelului la o temperatură, practic, constantă convine în mod special procedeului de turnare continuă.

Alte obiective. Elaborarea continuă a oţelului întăreşte tendinţa spre rezolvarea evacuării continue a furnalului, a utilizării pe scară largă a scurgerii prin gravitate a băilor metalice. Va trebui să se regleze cu ajutorul maşinilor de calcul ansamblul topire-afinare. În viitor oţelăriile vor putea avea un echipament de transport şi de deservire bazat pe benzi transportoare, conducte şi rigole.

Articolul redă schema instalaţiilor descrise. (Circulaire d'Informations Techniques, nr. 1, 1963, p. 125—130).

T. O.

Metodă propusă pentru comanda furnalului cu ajutorul unui calculator digital

Pentru a ajuta pe operatorul furnalului în conducerea proceselor şi pentru automatizarea eventuală a acestor procese s-a folosit în mod experimental un calculator digital.

Calculatorul utilizează datele primite de la aparatele de măsură amplasate în diferite zone ale furnalului. Aceste date se referă la: temperatura, debitul, presiunea şi umiditatea vîntului cald, presiunea la gîtul furnalului, temperatura pereţilor furnalului, nivelul încărcăturii în furnal, greutatea încărcăturii, umiditatea gazului de furnal, presiunea în manta, debitul şi temperatura apei de răcire, temperatura zgurei, compoziţia gazului de furnal etc.

Cele 30 de puncte de măsurare de pe furnal furnizează valori analoge care sînt convertite în valori digitale cu ajutorul unui convertizor analog-digital.

Pe această bază calculatorul digital calculează: balanţa de carbon, balanţa de hidrogen, temperatura absolută din zona de gît a furnalului, temperaturile din zona teoretică de combustie, ecuaţiile valorilor instantanee (volumul gazului de furnal, producţia, alimentarea cu cocs, raportul dintre cantitatea de fier redusă de oxidul de carbon faţă de cantitatea totală redusă de fier) şi schimbul de căldură din furnal.

Prin calculul acestor mărimi, calculatorul digital folosit simulează procesele din furnal, permiţînd stabilirea unui model pentru aceste procese. Într-o fază ulterioară, pe baza modelului va fi stabilită o schemă de automatizare, ceea ce va contribui la îmbunătăţirea mersului furnalului şi la reducerea consumului de cocs.

De asemenea, prin măsurarea continuă şi calculul perturbaţiilor indicate de balanţa carbonului şi de temperatura absolută la gît, se prevede elaborarea unei scheme de control al calităţii şi al conţinutului de siliciu şi sulf din fontă. (Blast Furnace 1963, nr. 5, p. 345—356).

S. O.

Evoluţia şi performanţa căptuşelilor de convertizoare cu insuflare de oxigen

Articolul dă rezultatele unor experienţe în domeniul construcţiei căptuşelilor pentru convertizoarele cu insuflare de oxigen, urmărindu-se ca, prin diferite modificări ale proiectării sale şi ale căptuşelii, să se realizeze o mărire a duratei de funcţionare şi, totodată, reducerea preţului de cost pe tona de lingou.

Pentru lucrări de reparaţie sau de uşurare a schimbării căptuşelii, s-a elaborat un sistem mai avantajos al construcţiei de susţinere a convertizorului, în sensul montării unor susţineri ataşabile la flanşele sale.

Iniţial, experienţele s-au efectuat prin căptuşirea convertizorului cu inele de magnezită (periclaz) de diferite grosimi la partea superioară, de mijloc şi la fund. Ca urmare a acestor experienţe, cele mai multe deteriorări s-au observat la gura convertizorului şi în zona centrală. Pentru a-i mări durata de serviciu, pe peretele din dreptul orificiului de încărcare, s-a mai adăugat un strat suplimentar de material refractar. În acest fel, căptuşeala a putut fi utilizată pentru 127 şarje în loc de 91.

O soluţie definitivă în ceea ce priveşte remedierea deficienţelor la căptuşeala de pe peretele de încărcare s-a obţinut prin prevederea unei căptuşeli din cărămizi de magnezitodolomită cu liant de gudron, în construcţie spiralată.

Totodată, capacitatea convertizorului s-a mărit prin reducerea numărului de straturi acoperitoare de pe fund.

O serie de încercări s-au referit la procedeele optime de demolare a căptuşelii şi de recăptuşire. Articolul prezintă modul optim de montare a schelăriei în vederea efectuării lucrărilor, cu bune rezultate şi în condiţii sigure de muncă.

De asemenea, se prezintă lucrările de punere în funcţiune a unui convertizor căptuşit cu cărămizi dolomitice cu liant de gudron.

Se arată că pentru carbonizarea gudronului şi pentru obţinerea unei reţele de cărbune aderente la granulele de material refractar este necesară o încălzire puternică a cuptorului umplut cu cocs şi insuflat cu oxigen.

În încheiere se arată unele concluzii care pot influenţa favorabil asupra funcţionării căptuşelilor din material refractar, ca de exemplu :

— montarea unor plăci orizontale în secţiunea conică, pentru susţinerea căptuşelii ;

— rezistenţa mai mare a materialului refractar din periclaz turnat, în raport cu blocurile de dolomită gudronată, la căptuşirea fundului convertizorului şi la înlocuirea pe loc a blocurilor desprinse, prin turnarea directă a periclazului. (Open Hearth Proceedings 1962, p. 183—203.)

T.O.

Modernizarea furnalului prin folosirea unui model termochimic

Furnaliştii ştiu din experienţă că ameliorarea mersului furnalului, în sensul măririi producţiei şi scăderii consumului de cocs se poate obţine prin : sporirea temperaturii aerului cald ; îmbunătăţirea preparării încărcăturii ; alcătuirea granulometrică a încărcăturii ; sporirea debitului de vînt.

Se pune însă întrebarea, dacă avantajele prevăzute justifică investiţiile care trebuie să fie făcute în acest scop.

Calea de acces la această problemă se referă la prima lege a termodinamicii, de conservare a energiei. Aceasta constituie baza a ceea ce numim ,,modelul termochimic" al furnalului. Primul ,,model" care s-a folosit pentru a se analiza datele colectate de la încercările cu insuflare de aer îmbogăţit cu oxigen în furnal s-a dovedit incomplet. Ulterior, un nou model termochimic a putut fi utilizat pentru a estima cu precizie efectele variabilelor, ca : temperatura vîntului, insuflarea de combustibil, debitul de vînt şi îmbunătăţirea încărcăturii. Rezultatele modelului termochimic au dovedit rapid că temperatura înaltă a vîntului constituie un factor esenţial. Se pune deci întrebarea cu privire la metoda prin care se poate atinge, în mod economic, această temperatură înaltă şi în cît timp. Răspunsul clasic este : caupere mai mari şi mai bune. Pentru o firmă americană cu 13 furnale şi 53 de caupere, asemenea transformări ar fi necesitat investiţii de 48 milioane dolari, sumă care nu a fost considerată admisibilă în limita unui termen rezonabil.

Problema care se pune constă în modificarea sistemului de preîncălzire a aerului de la 700°C la peste 980°C.

Astfel, s-a procedat la cercetarea mai amănunţită a modului în care căldura este absorbită, înmagazinată şi degajată de grătarul refractar al preîncălzitorului, precum şi a legăturii care există între suprafaţa de încălzire, masa refractară şi coeficientul de transmitere a căldurii. În consecinţă, s-a întocmit un program de experienţe prin introducerea unor termocuple la diferite nivele ale grătarului refractar, măsurînd temperatura, debitul gazului şi pierderea de sarcină în timpul trecerii prin preîncălzitor.

Din datele acumulate s-a putut construi un model electric analog cu al unui preîncălzitor de furnal care a permis să se prevadă procesul termic din cauper sub o gamă variată de condiţii. Modelul a arătat că preîncălzitoarele actuale au o capacitate de acumulare şi cedare a căldurii cu mult mai mare decît aceea care li se cerea. Totuşi, modelul nu a arătat modul în care acestea pot fi realizate în practică.

Pierderea de sarcină prin preîncălzitor creşte rapid cu perioada de încălzire, cum şi din cauza deteriorării preîncălzitorului. Astfel, deteriorarea acestuia rezultă din : acumularea prafului, fărîmiţarea cărămizilor refractare sub atacul alcaliilor, schimbarea grătarului şi descompunerea cărămizilor sub acţiunea reducătoare a combustiei incomplete a gazului de ardere.

Deteriorarea preîncălzitorului poate fi încorporată în modelul analog prin introducerea factorului de utilizare a preîncălzitorului.

În prezent, cu ajutorul modelului termochimic este posibil să se calculeze perioadele maxime de încălzire a fiecărui preîncălzitor, în funcţie de puterea disponibilă pentru prevenirea pierderii de sarcină şi să se arate modul cum aceasta va varia în cursul operaţiei. Aceste consideraţii au dus la studierea metodelor celor mai avansate pentru epurarea gazelor.

În ultimii ani s-a folosit un echipament de epurare a gazelor compus dintr-un scruber de mare energie cu tub Venturi cu pierdere de sarcină de 762 mm c.a., urmat de un turn de răcire cu contracurent.

Ulterior, s-a realizat un nou echipament de epurare în care un dispozitiv variază spaţiul de curgere în scruber pentru a se menţine constantă pierderea de sarcină şi a se obţine o epurare eficientă a gazului sub vînt de mare debit.

O epurare corespunzătoare a gazelor, prin menţinerea unei investiţii reduse în preîncălzitor, va evita necesitatea unui spor progresiv al presiunii gazelor, chiar în perioade lungi de încălzire, necesare pentru obţinerea temperaturilor înalte ale vîntului. (Steel and Coal nr. 4942, 1963, p. 668—670).

T.O.

Utilizarea maşinii de calculat numerice pentru controlul unei instalaţii de elaborare a oţelului cu insuflare de oxigen

Avantajul principal al procesului de elaborare a oţelului cu insuflare de oxigen este obţinerea unor tonaje mari pentru aceeaşi capacitate a convertizorului. Într-adevăr, elaborarea unei şarje în convertizor cu insuflare de oxigen ar trebui să dureze 1/4—1/8 din timpul necesar elaborării unei şarje în cuptorul Martin.

Totuşi, din cauza metodelor empirice de control, acest avantaj nu poate fi complet utilizat şi, în mod obişnuit, se ajunge la temperatura necesară de afinare după o durată echivalentă cu 60—65% în raport cu durata elaborării şarjei într-un cuptor Martin, ceea ce duce la reducerea productivităţii procesului.

Controlul poate fi mult îmbunătăţit prin introducerea maşinii de calculat, care automatizează operaţiile de cîntărire, realizează un control programat al procesului din convertizor şi comandă automat desfăşurarea procesului.

Pentru construirea unei asemenea maşini a fost necesar ca, în prealabil, să se efectueze o serie de cercetări pentru analiza procesului din convertizor şi să se stabilească ecuaţiile care exprimă matematic fenomenele din convertizor.

Deoarece nu există instrumente pentru măsurarea variaţiilor de temperatură a băii în decursul insuflării oxigenului, ecuaţia a fost dezvoltată în concordanţă cu intrările de materiale şi cu proporţia modificărilor şarjei. S-au calculat : greutatea materialelor încărcate, parametrii insuflării oxigenului, precum şi parametrii şarjei la sfîrşitul insuflării. S-au stabilit ecuaţiile care prezintă relaţiile între variabilele procesului şi s-a programat o maşină de calculat numerică tip laborator.

Cu ajutorul maşinii de calculat s-a controlat temperatura finală a procesului din baie, precum şi conţinutul de carbon şi fosfor al băii, obţinînd rezultate bune.

Lucrarea prezintă schema de control a funcţionării unui convertizor cu insuflare de oxigen, utilizînd maşina de calculat. Datorită unei programări corespunzătoare, cu ajutorul maşinii de calculat se poate asigura bascularea necesară a convertizorului pentru descărcarea în oală, cîntărirea metalului evacuat şi încărcarea adaosurilor, poziţia lăncii de oxigen, începutul şi sfîrşitul insuflării oxigenului, precum şi viteza de insuflare.

Tot cu ajutorul maşinii de calculat se controlează temperatura apei, precum şi debitul şi presiunea oxigenului. Maşina de calculat ,,Prodac" are capacitatea de a înregistra datele de fabricaţie şi de a revizui continuu programul pe baza datelor de funcţionare, ţinînd seamă de modificările indicate de aparatele de măsură, precum şi pe baza memorării chiar şi a modificărilor minore ale procesului, fapt care îmbunătăţeşte controlul şi productivitatea. (Iron Age, nr. 12, 1963, p. 78—80).

T.O.

Probleme privitoare la proiectarea convertizoarelor cu oxigen de mare capacitate

Construcţia corpului convertizorului se proiectează în funcţie de tensiunile termice statice şi dinamice la care este solicitat. O deosebită importanţă prezintă construcţia fusurilor, a lagărelor, a cuplajelor şi a acţionării convertizorului.

Pentru convertizoarele de mare capacitate, executarea corpului din tablă nituită este mai puţin corespunzătoare în comparaţie cu construcţia din tablă sudată. Construcţia sudată prezintă avantajul unui cost mai scăzut, o greutate redusă şi mai ales rezistenţă mărită, ca urmare a eliminării găurilor pentru nituri. Rezistenţa poate fi şi mai mult mărită prin sudarea inelului de suport de corpul convertizorului. Studiile efectuate au arătat că deteriorările cele mai mari au loc ca urmare a supraîncălzirii şi încălzirii inegale a mantalei, care produc tensiuni, depăşind limita de curgere a materialului. Deoarece rezistenţa la deformaţii plastice a oţelurilor nealiate din care este confecţionată mantaua scade foarte repede cu ridicarea temperaturii (cu $\sim 50\%$ la o depăşire cu 60°C a temperaturii de 400°C), se recomandă intensificarea răcirii naturale, eventual forţate, a regiunilor suprasolicitate termic, prin nervuri de răcire sudate de manta. În S.U.A. se preferă convertizoarele cu inelul de suport separat de corp, deşi această construcţie prezintă unele dezavantaje.

Fusurile sînt prinse de inelul de suport prin intermediul unor manşoane speciale din oţel turnat fretate pe fus la rece şi apoi sudate.

La convertizoarele pînă la 100 t, roata mare de acţionare se montează direct pe fusul de antrenare, în consolă; la convertizoarele mai mari se montează separat, iar antrenarea fusului se face prin intermediul unui cuplaj elastic.

Reductoarele cu melc nu sînt recomandabile; se preferă cele cu roţi cilindrice. În loc de cuplaj elastic, este de preferat un cuplaj universal tip laminor.

Acţionarea se face prin două motoare, fiecare putînd bascula singur convertizorul. Fiecare trebuie să aibă un tren reductor propriu; nu este recomandabilă acţionarea printr-un singur reductor comun. Roata mare de acţionare trebuie montată într-o cutie separată foarte rigidă. Fusurile convertizoarelor se răcesc cu apă.

Alegerea dimensiunilor fusurilor şi lagărelor este foarte importantă pentru siguranţa exploatării. Lagărele trebuie să fie bine etanşate. Lagărul fusului neacţionat este mobil, permiţînd dilatările laterale ale convertizorului.

Pentru convertizorul de 300 t, care cîntăreşte încărcat 1550 t, s-a prevăzut acţionarea ambelor fusuri opuse cu patru motoare de 100 CP.

Lucrarea este însoţită de un număr mare de desene care ilustrează cele mai bune soluţii constructive. (Iron and Steel Engineer, nr. 4, 1963, p. 155—169).

T.O.

Controlul automat al preselor de forjare

În ultimul timp au fost perfecţionate noi sisteme pentru controlul automat al operaţiei de forjare şi matriţare. Prin aceste perfecţionări s-a urmărit mărirea randamentului prin creşterea numărului de lovituri pe minut, în raport cu presele acţionate manual, creşterea preciziei de forjare şi utilizarea unui program de forjare uşor adaptabil în vederea exploatării optime a presei.

Acest control automat al preselor de forjare se poate realiza cu ajutorul sistemului Schloemann, precum şi cu ajutorul unei maşini numerice de calculat.

Sistemul de control al presei de 4 100 t Schloemann lucrează cu berbec hidraulic. În poziţiile obişnuite de lucru ale capului de cruce sînt generate impulsuri de lovire, care se transmit prin intermediul unor cabluri la selectoarele electrohidraulice cu ulei, care acţionează supapele de comandă. Punctele de acţionare, care primesc impulsurile în funcţie de grosimea nominală a piesei de forjat, pot fi stabilite în prealabil de la un pupitru de comandă.

Controlul automat al preselor de forjare cu ajutorul maşinilor de calculat numerice asigură o precizie de forjare de 1 mm. Sistemul de comandă este format din trei contoare.

Contorul ,,doi'' înregistrează punctul inferior de inversare, care poate fi citit la pupitrul de comandă. Impulsurile pozitive şi negative, care sînt emise în punctul inferior de inversare a mişcării, sînt transmise la contorul ,,doi'' de la un oscilator, prin intermediul unui releu selector. După inversarea polarităţii, acelaşi impuls alimentează contorul ,,unu'', care primeşte impulsurile şi de la dispozitivul de transmitere a loviturii. Un receptor de impulsuri asigură prioritatea impulsurilor obţinute de la dispozitivul de transmitere a loviturilor şi blocarea impulsurilor transmise de la oscilator.

Contorul ,,trei'' înregistrează comportarea dinamică a preselor de forjare. Ca rezultat al forţelor de inerţie, al duratei de lucru a ventilelor electrohidraulice, al fluctuaţiei temperaturilor şi al comportării suprafeţei forjate, precum şi datorită variaţiei presiunii apei, berbecul depăşeşte punctul inferior al cursei cu o cantitate variabilă. Pentru a cunoaşte această depăşire, impulsul de la dispozitivul de transmitere este măsurat cu ajutorul contorului ,,trei'', la atingerea punctului final al cursei. De regulă, această depăşire nu este mai mare decît 9 mm. Operatorul poate citi pe tablou depăşirea în spatele cifrei care indică punctul inferior al cursei.

Tabloul de comandă este prevăzut cu un buton care acţionează un releu de timp, cu ajutorul căruia se reglează punctul superior al cursei şi deci numărul de lovituri ale presei.

Comanda cu ajutorul maşinii numerice de calculat se realizează uşor. Înainte de începerea forjării, operatorul fixează punctul superior al cursei, precum şi momentul de inversare a cursei. Rolul operatorului este numai de a comuta un întrerupător de programare care pune în funcţiune oscilatorul. Grosimea obiectului forjat este indicată la pupitrul de control, aşa încît nu mai este necesară utilizarea unui dispozitiv de măsurare, iar ciclul de forjare poate fi efectuat fără întrerupere. (Metal Treatment and Drop Forging, nr. 211, 1963, p. 154—157).

T.O.

O nouă turnătorie cu cubilouri cu aer cald

Instalarea unui cubilou utilizînd aerul cald concomitent cu răcirea cu apă a zonelor de topire fără căptuşeală aduce, în afară de economia de manoperă, şi foarte importante economii de materii prime, prin posibilitatea reducerii cantităţii de fontă din şarjă. Aceste economii rezultă, în primul rînd, din utilizarea unor zgure mai bazice ca acelea care se pot folosi în cubilourile clasice, precum şi din temperaturile mai ridicate ale fontei şi zgurei de pe urma utilizării aerului cald.

Aceşti doi factori contribuie la ridicarea conţinutului de carbon în masa metalică topită şi la reducerea conţinutului de sulf şi fosfor, permiţînd astfel înlocuirea parţială a fontei cu fier vechi în şarjă.

La Clay Cross (Anglia) s-a construit o nouă turnătorie ale cărei cubilouri funcţionează cu aer cald.

Date constructive. Pentru răcirea cubiloului s-a prevăzut în zona conică a mantalei de topire o perdea de apă care se formează de la două inele alimentate cu apă; totodată, fiecare cubilou este prevăzut cu şase guri de vînt, din cupru, răcite cu apă avînd posibilitatea de reglare a aerului la fiecare dintre ele, prin ventile separate, cu fluture.

Fonta topită curge într-un antecreuzet de 10 t şi de acolo se preia în oale de 2 t cu o macara, sau în oale de 3 t, care sînt transportate pe un cărucior electric la turnătorie. Antecreuzetul este aşezat pe un cărucior care rulează pe şine în faţa cubilourilor şi cuprinde un arzător cu gaze pentru preîncălzire.

Zgura, care curge în mod continuu din cubilouri, este stinsă prin două jeturi de apă cu mare presiune şi condusă printr-un jgheab într-un coş metalic, situat pe un cărucior deasupra unui puţ cu apă. Cînd coşul se umple cu zgură granulată, zgura din jgheab este dirijată într-un al doilea coş gol, iar cel plin este golit. Apa din groapă este recirculată cu o pompă specială.

Gazele cubiloului necesare preîncălzirii aerului sînt extrase şi conduse printr-un ciclon şi printr-un aparat de umezire, spre camera de combustie, unde ard, iar gazele calde trec în jos prin recuperator. Aerul rece, debitat de suflante de înaltă presiune, trece prin recuperator, unde este încălzit la 550°C. După ce gazele arse părăsesc camera de combustie la circa 1 000°C, ele sînt răcite prin gazele inerte evacuate din recuperator al căror debit este reglat automat pentru a menţine constantă temperatura de 800°C a gazelor la intrarea în recuperator.

Suprafeţele exterioare ale ţevilor recuperatorului, în jurul cărora se scurg gazele cu praf, sînt continuu curăţite prin metoda pneumatică de injecţii cu alice.

Comanda instalaţiei. Centrul de comandă al instalaţiei de aer cald a cubiloului îl constituie cabina de comandă cu panoul de instrumente care asigură comanda automată a următorilor parametri: 1 — debitul aerului; 2 — temperatura aerului; 3 — temperatura de intrare a gazelor în recuperator; 4 — extracţia în surplus a gazelor; 5 — temperatura gazelor în surplus. Supapele care comandă aceste funcţiuni variate sînt acţionate pneumatic.

În afară de comenzile menţionate şi de aparatele clasice pentru temperatură, presiune, debit etc., panoul cuprinde şi aparate care arată: temperatura metalului topit, analiza gazelor cubiloului, debitul apei de răcire în mantaua zonei de topire şi a gurilor de aer etc.

Încărcare-cîntărire. Utilajul de încărcare şi de manipulare a fost proiectat astfel ca să poată fi operat de două persoane. Fiecare buncăr este prevăzut cu indicatoare de nivel cu izotopi radioactivi, legate la un tablou de comandă automată.

În timp ce cocsul şi piatra de var sînt cîntărite automat, încărcătura metalică este alcătuită de operatorul podului rulant, prevăzut cu electromagnet de 1 t. Cînd încărcătura metalică este pregătită, iar indicatorul cu radioizotopi arată nivelul din cubilou, operatorul apasă pe buton şi declanşează întregul ciclu automat de încărcare. (Foundry Trade Journal, nr. 2418, 1963, p. 473—478).

T. O.

Materiale refractare cu conţinut bogat de aluminiu pentru cuptoarele electrice

Pentru bolta cuptoarelor electrice utilizate la elaborarea oţelului s-au folosit următoarele cărămizi pe bază de alumină: cărămizi pe bază de silimanit, cu un conţinut de 58—60% alumină; cărămizi pe bază de mulit sintetic, cu un conţinut de 70% alumină; cărămizi pe bază de gibsit, cu un conţinut de 65, 75 şi 80% alumină.

Cele trei tipuri de cărămizi pe bază de alumină s-au comportat mai bine decît cărămizile de silica (în special cărămizile pe bază de gibsit cu 80% Al_2O_3, o materie primă puţin costisitoare).

În consecinţă, s-au efectuat o serie de încercări cu cărămizi pe bază de gibsit, care au dus la următoarele concluzii: rezistenţa piroscopică a cărămizilor pe bază de gibsit este de 1850°C, deci cu 125°C superioară cărămizilor pe bază de silica, ceea ce permite temperaturi mai mari la elaborarea oţelului; cărămizile pe bază de gibsit rezistă la variaţii bruşte de temperatură şi nu se topesc, aşa încît se evită contaminarea metalului din baie. Ele sînt termoplastice, rezistînd la şocuri termice şi la eforturi de dilatare.

Deformarea redusă a volumului cărămizilor pe bază de gibsit, împreună cu termoplasticitatea lor, asigură eliminarea variaţiei rosturilor dintre cărămizi.

În ceea ce priveşte rezistenţa la acţiunea corosivă a oxidului de calciu şi a oxidului de fier, factori principali ai uzurii bolţilor cuptoarelor electrice, se constată formarea unor produse de reacţie spongioase şi aderente, care protejează suprafaţa cărămizilor.

O importanţă deosebită prezintă şi modul de aşezare a cărămizilor în boltă. Pentru obţinerea unor durate maxime de funcţionare, se recomandă utilizarea unor cărămizi normalizate, conform normelor germane, şi dispuse în cercuri paralele începînd de la mijlocul bolţii.

Utilizînd cărămizi de gibsit cu 80% alumină, dispuse în modul indicat mai sus, s-a realizat o durată în serviciu de două ori şi jumătate mai mare în raport cu cărămizile pe bază de silice.

Totuşi, deoarece uzura se observă, în special, în partea centrală a bolţii, se propun următoarele soluţii care pot prelungi şi mai mult durata de utilizare a căptuşelii pe bază de gipsit:

— înlocuirea sistematică a cărămizilor distruse prin cărămizi avînd o grosime corespunzătoare căptuşelii;

— înlocuirea cărămizilor distruse cu produse mai durabile, ca de exemplu produse pe bază de gibsit sau mulit sintetic fără lianţi cu argilă;

— înlocuirea cărămizilor distruse prin materiale pe bază de betoane sau materiale plastice refractare, soluţie mai puţin recomandabilă şi aplicată uneori în S.U.A. la cuptoarele electrice de 100 t;

— evacuarea gazelor printr-un coş amplasat în bolta cuptorului. (Revue de Métallurgie, nr. 3, 1963, p. 263—267).

T.O.

Metode raţionale pentru transportul produselor refractare

Produsele refractare fac parte din categoria materialelor de mare masă în bucăţi, pentru care scăderea preţului de transport şi ridicarea productivităţii muncii la lucrările de încărcare-descărcare pot fi obţinute prin transportul lor în conteinere sau în stive (pachete).

Transportul în conteinere şi în stive contribuie la mecanizarea lucrărilor de încărcare-descărcare şi la reducerea substanţială a sfărîmării acestor produse în timpul transportului lor.

În cursul anului 1961, la Institutul de cercetări experimentale pentru transportul feroviar (LIIJT), a fost proiectat un conteiner pentru transportul produselor refractare, pentru cărămidă brută de construcţie, pentru ardezie de învelitori etc.

Conteinerul de tip LIIJT este demontabil, cîntăreşte 350 kg şi are o capacitate portantă de 2,5 t. Dimensiunile de gabarit sînt de 1 050 × 1 370 mm.

Aceşti parametri contribuie la folosirea totală a capacităţii portante a garniturii de tren, stivuind conteinerele pe un singur nivel.

Prototipul conteinerului tip LIIJT a fost experimentat în cursul anului 1962 la Combinatul de refractare din Borovici. Cercetările experimentale au demonstrat că productivitatea muncii la folosirea conteinerelor este aproximativ similară cu cea obţinută cu suporturi.

În timpul experimentării au apărut şi unele lipsuri constructive, înlăturate ulterior, pe parcurs.

Neajunsurile metodei de transport în conteinere constau în necesitatea unor investiţii capitale mari pentru construcţia parcului de conteinere şi în greutăţile pentru organizarea transportului conteinerelor goale în termen util, reglementate la combinatele de refractare respective.

În ultimul timp, a căpătat o largă folosire, în U.R.S.S. şi peste hotare, transportul în stive (pachete) pentru materiale în bucăţi şi, în special, pentru cărămizi refractare.

Produsele refractare în pachete se pot transporta pe suporturi sau fără suporturi.

Metoda de transport în pachete fără suporturi contribuie la mecanizarea complexă a lucrărilor de încărcare-descărcare, fără cheltuieli de investiţie pentru confecţionarea suporturilor, ridicînd capacitatea tonajului de transport cu 5—6% şi înlăturînd necesitatea transportului suporturilor goale.

Metoda a fost cercetată în Laboratorul unional de refractare. În consecinţă, s-a elaborat o construcţie mai raţională a pachetului.

Potrivit graficului întocmit se constată că cheltuielile de transport pentru produsele refractare de formă dreptunghiulară, în pachete sau conteinere, sînt aproape identice pe distanţa de 1 000 km.

Pe distanţa de 1 000—3 500 km, este mai raţional transportul numai în pachete.

În concluzie, se constată că aplicarea în industrie a transportului în conteinere pentru produse refractare fasonate şi în pachete, pentru produse de formă dreptunghiulară, contribuie la mecanizarea lucrărilor grele şi de volum mare, la operaţiile de încărcare-descărcare, asigurînd integritatea produselor transportate şi aduce mari economii în acest important sector industrial. (Ogneupori, nr. 4, 1963, p. 183—186).

Aplicaţiile radiaţiilor infraroşii în siderurgie

Bazat pe constatarea că fiecare corp emite o cantitate de radiaţii infraroşii echivalentă cu puterea a patra a temperaturii sale absolute, s-a conceput posibilitatea determinării comportării unor corpuri metalice supuse diferitelor procedee de prelucrare.

Aceste determinări au devenit posibile ca urmare a construirii unor aparate de măsurare a radiaţiilor infraroşii. Articolul descrie mai multe tipuri de aparate de acest fel, precum şi aplicaţiile lor.

La baza fiecărui instrument de măsurare a radiaţiilor infraroşii se găseşte detectorul de radiaţii, care poate fi de tip termic sau fotoelectric. Detectoarele termice sînt aparate ale căror caracteristici electrice se modifică sub acţiunea variaţiilor de temperatură, în timp ce caracteristicile electrice ale detectoarelor fotoelectrice se modifică sub acţiunea excitaţiei moleculare produsă de radiaţii. În orice caz, indiferent de tipul detectorului, acesta indică o variaţie a voltajului dependentă de valoarea radiaţiilor. De obicei, detectoarele cuprind în construcţia lor şi aparate optice pentru focalizarea radiaţiilor. Deşi concentrată cu ajutorul aparatelor optice, energia focalizată rămîne foarte redusă, aşa încît construcţia detectorului trebuie să cuprindă circuitul unui preamplificator urmat de circuitul unui amplificator. De obicei detectorul cuprinde şi al treilea circuit electronic, care produce semnalul de forma dorită.

Detectorul constituie partea principală a aparatelor menţionate mai jos.

Radiometrul sau pirometrul pentru radiaţii măsoară temperatura obiectelor prin înregistrarea radiaţiilor infraroşii. Deoarece aparatul emite semnale electrice continue, el poate fi utilizat pentru controlul proceselor automatizate. În grupa radiometrelor se situează barometrul cu radiaţii infraroşii, utilizat pentru măsurarea temperaturii sleburilor, barelor sau vergelelor în decursul procesului de laminare. Radiometrele se aplică şi la determinarea duratei optime de menţinere a lingourilor în cuptoarele adînci prin efectuarea mai multor citiri şi înregistrarea momentului cînd indicaţiile rămîn constante.

Radiopirometrul montat într-un manşon prin care trece o bară funcţionează şi ca micrometru cu radiaţii infraroşii, aparat în a cărui construcţie sînt cuprinse un traductor şi un dispozitiv pentru măsurarea dimensiunilor. Aparatul serveşte pentru determinarea temperaturii şi a diametrului laminatelor. Cu acest aparat se pot efectua, în timpul laminării, măsurători cu precizia de 0,037 m. Aparatul prezintă posibilităţi de conectare la circuite de limitare pentru detectarea depăşirii toleranţelor, precum şi posibilităţi de conectare la aparate pentru înregistrarea timpului, indicînd astfel eficacitatea laminorului pe etape de lucru. (Iron and Steel Engineer, nr. 3, 1963, p. 89—92).

T. O.

Cuptoare de tratament termic la care pereţii formează elementele de încălzire

În Franţa s-au construit cuptoare electrice pentru tratamente termice al căror specific este că pereţii cuptorului sînt constituiţi din benzi de oţel care au, totodată, funcţiunea de elemente de încălzire. Principiul s-a aplicat la cuptoare mici de revenire şi de detensionare.

Căptuşeala cuptorului este formată dintr-un număr de benzi din oţel refractar suspendate de construcţia exterioară a cuptorului prin elemente de legătură comandate cu arcuri. Construcţia exterioară este aliniată cu bolta şi cu pereţii laterali ai căptuşelii şi susţine plafonul. Căptuşeala este acoperită cu material izolator. Caracteristicile căptuşelii metalice şi ale izolaţiei fibroase asigură randamentul ridicat al cuptorului.

La orice cuptor de tratament termic o parte din căldura introdusă încălzeşte materialul refractar, şi se pierde dacă cuptorul nu are un ciclu continuu de utilizare şi randamentul lui este deci slab. La cuptorul construit cu pereţii interiori din benzi metalice, cantitatea totală de căldură pentru pereţii metalici şi izolaţi poate fi foarte redusă. Benzile metalice au grosimea de 1—2 mm. Primul strat izolator aşezat în exteriorul benzilor poate fi din lînă refractară, iar straturile exterioare din fibră sticloasă. Greutatea izolaţiei unui cuptor de 2 m diametru şi 15 m lungime este de circa 2 t. Cuptorul poate trata termic 15—20 t de material deodată şi numai un mic aport de căldură trece în construcţia cuptorului. Viteza de încălzire este foarte mare. La cuptorul menţionat se atinge temperatura de circa 1200°C în timp foarte scurt, iar la cuptoarele mai mici numai în cîteva minute. Materialul pentru pereţi se alege în funcţie de temperatură, fiind deseori oţel inoxidabil, iar pentru temperaturi mai mari Inconel. În Franţa, un astfel de cuptor de revenire tratează 60 t de oţel într-un schimb, puterea consumată fiind de 10 400 kWh. Aerul de recirculaţie este aspirat de la nivelul pardoselii cuptorului şi este refulat cu ventilatorul prin conducte la partea superioară a camerei de încălzit. Pe fundul camerei cuptorului se poate monta un al doilea grup de elemente de încălzit constituind o vatră. La o altă construcţie elementele de încălzire sînt suspendate de construcţia exterioară a cuptorului cu role. În timpul încălzirii, capetele benzilor pe tot traseul pereţilor şi al bolţii se dilată, iar slăbirea provenind din dilataţie este preluată de arcuri. Aerul pătrunde în spaţiul din spatele elementelor de încălzire şi printre acestea, intrînd în zona materialului tratat termic.

Cuptoarele cu elemente de încălzire, constituind pereţii lor, pot fi încălzite, de asemenea, cu arzătoare de gaz sau păcură, instalate la exteriorul cuptorului. Există cuptoare cu încălzire mărită, cu gaz şi electricitate, care sînt foarte economice pentru instalaţii care nu funcţionează 24 de ore pe zi. Arzătoarele de gaz se utilizează pentru încărcăturile din timpul zilei, iar în timpul nopţii se utilizează elementele electrice care lucrează cu ciclu redus.

Reglajul temperaturii la aceste cuptoare poate să asigure o temperatură uniformă în spaţiul cuptorului cît şi nivelul de temperatură, în funcţie de material, prin scurtcircuitarea sau prin ocolirea elementelor metalice de încălzire. (Iron Age, nr. 15, 1963, p. 74.)

S.O.

RECENZII

N. L. Goldstein. Curs scurt de teoria procesclor metalurgice (Kratki kurs teorii metallurghiceskih proţesov). Sverdlovsk 1961 p. 334.

Împărţit în patru părţi cursul scurt de teorie a proceselor metalurgice conţine pe un număr de pagini relativ redus aspectele mai importante legate de procesele metalurgice. Cartea vine în sprijinul studenţilor care urmează facultatea de metalurgie şi mai ales în sprijinul celor care urmează cursurile fără frecvenţă sau seral. Cartea poate servi de asemenea ca manual pentru ridicarea calificării unui cerc larg de ingineri din industria metalurgică. Pentru uşurarea însuşirii conţinutului diferitelor capitole se face revenire la cunoştinţele de chimie fizică.

Parcurgerea disciplinei respective, reclamă o importantă practică de laborator; de aceea prezenta carte se limitează doar la datele mai necesare şi mai des întîlnite.

Avînd în vedere că materialul este prezentat sub o formă restrînsă, au fost limitate de asemenea şi unele noţiuni în mod corespunzător.

Cartea analizează termodinamica, mecanica şi cinetica proceselor mai importante care se desfăşoară în condiţiile de aglomerare şi de fabricare a feroaliajelor în furnal şi oţelărie.

În capitolele corespunzătoare sînt prezentate date ajutătoare din chimia fizică, pentru înţelegerea mai bună a materialului prezentat.

În cursul de teorie a proceselor metalurgice se analizează numai aspectele fizico-chimice cele mai importante ale reacţiilor metalurgice. Acest curs poate fi numit ca fiind o chimie fizică aplicată, folosită în fenomenele ce se desfăşoară în agregatele metalurgice. Aceasta ocupă linia de mijloc dintre chimia fizică şi materia de specialitate.

Conţinutul cursului se prezintă într-o ordine ascendentă de la elementar la compus. La început se analizează reacţiile gazoase, omogene, apoi procesele eterogene dintre gaze şi fazele solide şi în sfîrşit transformările cu participarea topiturilor. Studiul reacţiilor se începe cu analiza termodinamică după care se explică cinetica şi mecanismul lor. Concomitent cu aceasta se dau şi caracteristicile structurilor de fază care participă în transformări. În continuare se analizează importanţa aplicativă a proceselor în parte.

Apreciem că traducerea integrală a prezentei publicaţii va fi primită cu mult interes de studenţii şi specialiştii noştri din domeniul cercetărilor şi din sectorul productiv.

M. Ispas

INFORMAŢII

Turnarea metalelor

— *Raportul Si :C* are o mare influenţă asupra rezistenţei la tracţiune a fontei cenuşii. Determinarea rezistenţei specifice întîmpină unele dificultăţi dacă este făcută numai pe baza indicelui de saturaţie $\left(Sc = \frac{\%C}{4,3-1/3\ (\%Si+\%P)}\right)$. În special în cazul fontei de înaltă rezistenţă, este necesar să se combine valoarea Sc cu cea dată de Si : C, ţinîndu-se seama să se obţină în acelaşi timp şi cele mai bune proprietăţi de turnare. De exemplu $\sigma_r = 40$ kgf/mm² se poate obţine fie cu Sc = 0,9 şi Si :C = 1, fie cu un Sc = 0,8 şi Si :C = 0,4 (Foundry, 1962, nr. 12).

— *Incluziunile de faze* formează porozităţi tipice care se disting prin forma lor rotundă şi prin filmul de grafit care le acoperă de cele mai multe ori în interior. Prezenţa lor mai ales în dreptul alimentării arată că gazele rezultă dintr-o reacţie metal-formă. Ti, Mn, Mg măresc tendinţa Al de a forma incluziuni de gaze sau le formează chiar ele, prin fixarea H care e considerat cauza principală. Adaosul de praf de cărbune proaspăt (5 %) duce la dispariţia defectului (B.C.I.R.A., iulie, 1962).

— *Apariţia incluziunilor de gaze* este favorizată de prezenţa hidrogenului şi probabil a azotului (care însă s-ar putea să acţioneze numai ca un catalizator). Defectul este accentuat în cazul amestecurilor mult recirculate, arse, îndeosebi cînd fonta turnată conţine urme de Al sau Ti sau are un conţinut înalt de Si. Deficienţa este înlăturată prin reîmprospătarea cu 2—5 % praf de cărbune (B.C.I.R.A., mai 1963).

— Studiul deformaţiei fibrelor şi a săgeţilor obţinute la probele de încovoiere din fontă a arătat că *rezistenţa la încovoiere* este superioară rezistenţei la tracţiune, deşi nici o fibră întinsă nu suportă o tensiune superioară celei care se obţine prin ruperea la tracţiune. Pentru fonte la care τ_r creşte de la 13 la 37,5 kgf/mm², raportul σ_r/σ_{ri} variază de la 2,4 la 1,5. În cazul unei bare prismatice, σ_{ri} se poate determina prin utilizarea diagramelor tensiune-deformare la tracţiune şi compresiune. Se dă un mod de calcul apropiat care necesită cunoaşterea modulului de elasticitate, a rezistenţei la tracţiune şi a alungirii totale (Fonderie, nr. 204, 1963).

— Determinîndu-se *efectul aluminiului asupra formării stratului albit şi pestriţ*, cu ajutorul aşa-numitelor probe de călire (epruvete turnate pe o placă metalică din fontă cu compoziţia medie : C = = 3,67 %, Si = 0,63 %, Mn = 0,12 %, S = 0,14 %, P = 0,36 %) s -a constatat că efectul este identic la adăugarea Al în cuptorul de topire sau în oală. Adîncimea stratului călit (fontă albă şi pestriţă) scade cu 2/3 în timp ce numărul celulelor eutectice creşte cu 70 % (B.C.I.R.A., nr. 1, 1963).

— *Efectul tratamentului termic* asupra rezistenţei la şoc a fontei cu grafit nodular. S-a urmărit realizarea unei rezistenţe la şoc mai bună decît cea obţinută la tratamentele obişnuite de normalizare sau călire la temperaturi înalte.

Probele s-au efectuat pe epruvete crestate, fonta fiind obţinută prin inocularea cu nichel-magneziu şi magneziu-nichel-ceriu. Tratamentul termic optim : după recoacerea de feritizare se face o scurtă încălzire (15 min) la aproximativ 850°C, urmată de o călire în apă şi o revenire la 650°C. Se obţin rezistenţe de 70—107 kgf/mm², alungiri şi durităţi bune, rezistenţa la şoc fiind de 0,75—0,5 kgfm. În acelaşi timp se micşorează temperatura la care apare fragilitatea şi se ameliorează rezistenţa la temperaturi scăzute (Fonderie, nr. 205, 1963).

— Pentru îmbunătăţirea *capacităţii de dezbatere* a amestecurilor cu silicat de sodiu, se recomandă utilizarea unor amestecuri de substanţe higroscopice (ca amidon, zahăr şi îndeosebi praf de cărbune) cu minerale ca Fe_2O_3, Al_2O_3 şi îndeosebi cu TiO_2. Asemenea amestecuri pot fi : 1 % praf de cărbune + + 0,75 % TiO_2 sau zahăr (0,25—0,5 %) + amidon (0,25—0,5 %) + Fe_2O_3 ; Al_2O_3 TiO_2 (1 %) luate separat sau în combinaţii (Al_2O_3 + TiO_2) (Foundry, nr. 8, 1962).

Elaborarea oţelului

— Pentru o bună *defosforare a oţelului în cuptorul bazic* cu arc trebuie să se asigure formarea unei zgure reactive. Insuflarea varului (CaO) sub formă de pulbere în suspensie în oxigen după principiul de afinare OLP permite formarea instantanee a zgurei şi asigură la gura lăncii o agitare mult mai intensă decît în cazul întrebuinţării oxigenului singur. Adăugînd varului fluorină pulverulentă, se obţin zgure ferocalcice fluide cu o putere defosforantă ridicată la temperaturi inferioare lui 1600°C.

Din încercările efectuate s-a constatat că într-un cuptor de 6 t insuflarea de 20 kg/t de var, amestecat cu 5 kg/t de fluorină şi de 4 Nm^3/t de oxigen permite scăderea conţinutului de fosfor de la 0,050 % la 0,100 % în 6 min chiar pentru un conţinut ridicat de carbon.

În acelaşi timp cu defosforarea are loc şi o desulfurare apreciabilă care poate ajunge la 20—50%. Avantajele procedeului constau în reducerea timpului şi în regularitatea rezultatelor obţinute (Métallurgie, nr. 4, 1963).

— La uzina metalurgică din Celeabinsk (U.R.S.S.), la oţelăria Martin, la elaborarea tuturor calităţilor de oţeluri în cuptoare de orice dimensiuni, prin procedeul minereu-fier vechi, a fost folosit *aglomerat cu bazicitatea de 0,75—0,14*. Pentru elaborarea unei şarje, consumul de aglomerat a fost de 45—70 % în raport cu cantitatea necesară de dezoxidante. Utilizarea aglomeratului nu a dus la nici un fel de complicaţii tehnologice. Datorită capacităţii oxidante mai mici a aglomeratului, consumul acestuia a depăşit consumul de minereu cu aproape 12 %. În cazul înlocuirii complete a minereului prin aglomerat cu bazicitatea de 0,8—1,0, cantitatea de calcar este necesar să fie redusă la 1,0 %.

Metalurgia fontei

De curînd, în Republica Populară Bulgaria, la Combinatul metalurgic „Cremicovţi" din apropiere de Sofia, a intrat în funcţiune termocentrala din cadrul acestui combinat, cu o putere de 25 000 kW. În acest an, la Combinatul de la Cremicovţi vor intra în funcţiune prima baterie de cocs cu o capacitate de producţie de 390 000 tone anual, primul furnal care va produce anual 560 000 tone de fontă, a doua termocentrală care va avea o putere de 31 000 kWh energie electrică, fabrica de flotaţie cu o producţie anuală de 1 300 000 tone, furnalul electric de 100 tone, care va da o producţie de 130 000 tone de oţel. De asemenea, tot în cursul acestui an va începe construirea secţiei turnătoriei de oţel şi a secţiei de laminate.

Prima parte a construcţiei combinatului este planificată să fie dată în exploatare în anii 1965—1966. Atunci, uzina va da o producţie anuală de 1 000 000 tone de fontă. Se prevede, de asemenea, că în anul 1980 Combinatul „Cremicovţi" să producă anual 3 200 000 tone de laminate, 3 500 000 tone de fontă, 4 400 000 tone de oţel.

Laminoare

— În una din uzinele metalurgice din U.R.S.S. s-a observat că la *dresarea tablelor* de 10—12 mm din oţel calmat şi din alte calităţi, la temperaturi de sfîrşit de laminare de 900—950°C are loc o deformaţie critică care conduce la o recristalizare în urma căreia se obţin grăunţi foarte mari. Aproximativ 30 % din tabla laminată în intervalul amintit n-a corespuns cerinţelor prevăzute în standarde, avînd o rezilienţă foarte scăzută. (Stali nr. 4, 1963, p. 340).

— *Rupturile interne* se întîlnesc nu numai la laminarea oţelului aliat ci şi la laminarea blumurilor şi a semifabricatelor pentru ţevi din oţel cu conţinut scăzut de carbon.

Îndepărtarea acestor rupturi interne se poate obţine printr-o încălzire corespunzătoare şi prin aplicarea unei reduceri mai mari la ultima trecere la bluming şi la fel prin folosirea unui oţel cu incluziuni nemetalice reduse.

Prezenţa fisurilor interne la laminarea ţevilor nu provoacă obţinerea de pojghiţă (Stali, nr. 5, 1963, p. 441).

— În timpul laminării la bluming *momentul de rotaţie* e răspîndit neuniform pe cilindri atît între treceri, cît şi în timpul unei treceri. Caracterul răspîndirii momentului de rotaţie depinde de diferenţa dintre diametrele cilindrilor, caracterul deformaţiei metalului şi de felul acţionării cilindrilor.

Datorită răspîndirii neuniforme a momentului de rotaţie, în timpul laminării apar forţe orizontale care acţionează asupra cadrului; mărimea acestor forţe poate atinge valori de 8—10 % din presiunea metalului pe cilindri. (Stali, nr. 5, 1963, p. 443).

— La diferite uzine, tablele din oţel refractar şi inoxidabil se produc la laminoare cvarto cu diametrul cilindrilor de 370/90 mm şi lungimea tablei de 1600 mm. Cilindrii sînt obţinuţi prin forjare, duritatea suprafeţei fiind peste 95 schor.

Una din cauzele principale ale scoaterii din uz a cilindrilor este *apariţia fisurilor* pe suprafaţa orificiului interior în timpul forjării.

După prelucrare, e absolut necesar ca cilindrii să fie controlaţi minuţios prin diferite metode (ultrasunete, optic, defectoscopie etc.) dacă prezintă fisuri în secţiune, care deşi iniţial sînt mici, în timpul laminării, datorită efortului de încovoiere, aceste fisuri cresc foarte repede şi duc la scoaterea din uz a cilindrilor de lucru (Stali nr. 5, 1963, p. 438).

— În U.R.S.S. — Institutul Central de Siderurgie din Moscova în colaborare cu Institutul de Cercetări Metalurgice din Celeabinsk şi cu Combinatul Metalurgic din Celeabinsk a prelucrat şi a introdus în producţie procesul tehnologic de laminare a *tablelor în pachete*.

Oţelul inoxidabil (care este aplacat pe oţel obişnuit) este acoperit cu un strat de Ni de 30—40 μ prin metalizare cu gaz, strat care în timpul încălzirii protejează oţelul inoxidabil contra oxidării. (Stali, nr. 4, 1963, p. 343).

— Atît pentru economia de metal, cît şi pentru fabricaţia de utilaje şi maşini moderne, o importanţă deosebită se acordă în U.R.S.S. producerii şi folosirii pe scară cît mai largă — a *profilelor economice laminate la cald*. Sortimentul acestora constă din profile simple (rotunde, pătrate, benzi) şi fasonate (corniere, grinzi, şine şi altele).

In U.R.S.S., în următorii 3 — 4 ani, după darea în exploatare a laminoarelor continue şi semicontinue de 350 şi 400 mm la care se pot lamina profile cu pereţi subţiri, sortimentul acestor profile va creşte considerabil.

La laminoarele continue de profile existente care sînt în reconstrucţie se analizează posibilităţile de laminare a oţelului cornier de 50 mm şi o grosime a aripii de 2 mm, iar la laminoarele în linie (deschise) — cu caje rigide — profile cornier uşoare cu grosimea peretelui de 3 — 4 mm.

O importanţă deosebită se acordă în prezent, la diferite uzine din U.R.S.S., construcţiei de laminoare continue de productivitate ridicată, la care în general să se lamineze profile simple şi fasonate (grinzi şi corniere).

Paralel cu dezvoltarea laminoarelor de mare productivitate se dă atenţia cuvenită şi laminoarelor de mică productivitate, care produc profile mici, simple şi fasonate destinate diferitelor construcţii.

În construcţia de maşini, cu succes se folosesc şi profile periodice obţinute prin laminarea longitudinală şi transversală.

La Uzina Petrovsk este un laminor de 550 mm capabil să producă profile periodice rotunde cu secţiune variabilă la lungimi de 1750 mm.

Datorită faptului că prin forjare se obţine o producţie de profile periodice cu mult mai mică decît prin laminare, se impune ca în diferite regiuni ale U.R.S.S. să se dezvolte laminoare destinate producerii acestor profile. (Stali, nr. 5, pag. 435).

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Metalurgiei şi construcţiilor de Maşini şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, str. Ion Ghica nr. 3, raion Tudor Vladimirescu, telefon : 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 026.002 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, M.M.C.M. — Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : lei 100 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 3784

42 406

12 RUE DE METZ — COURBEVOIE (Seine) — FRANCE
Telefon: DEF. 42–60

SECIM

SECȚIA LAMINOARE

Etablissements

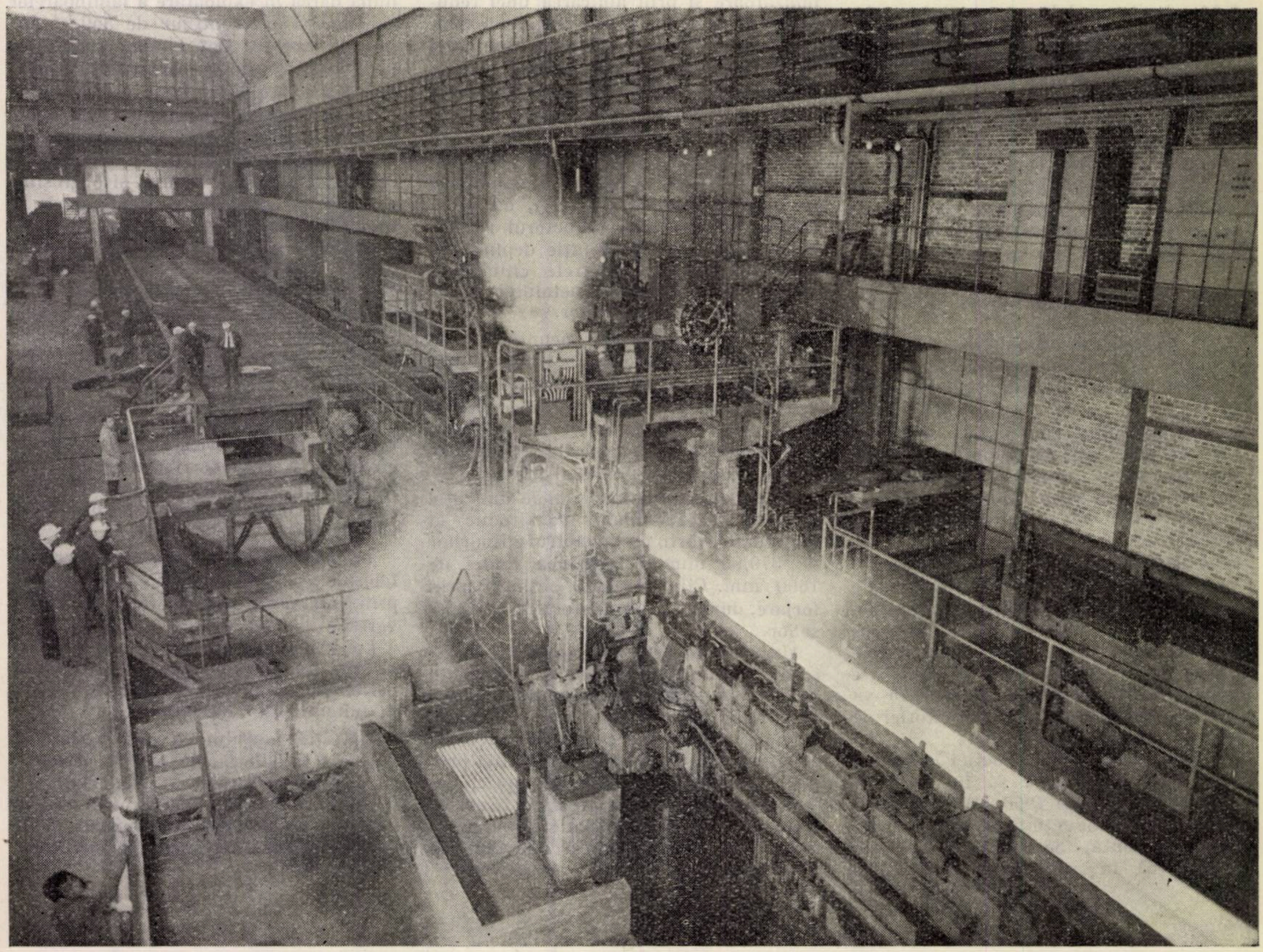
DELATTRE & FROUARD

réunis

Tren de laminare pentru profile cu aripi paralele, compus din:

- **un grup degrosisor universal format dintr-o cajă de 910 mm diametru și o cajă universală de 1150 mm diametru;**
- **o cajă finisoare universală așezată la o distanță de circa 80 m de precedenta.**

Acest tren permite laminarea profilelor cu aripi paralele, cu grosimea inimii pînă la 600 mm.



Grupul DELATTRE & LEVIVIER, în afară de laminoare, construiește:
Instalații pentru îmbogățirea, prepararea și aglomerarea minereurilor.
Instalații complete pentru furnale și oțelării.
Cilindrii de laminoare, aparate de ridicat, instalații pentru energie nucleară, petrochimie și de răcire a aerului, construcții metalice, gazometre, material de cablare.
Pentru echipamente siderurgice, a se adresa la:

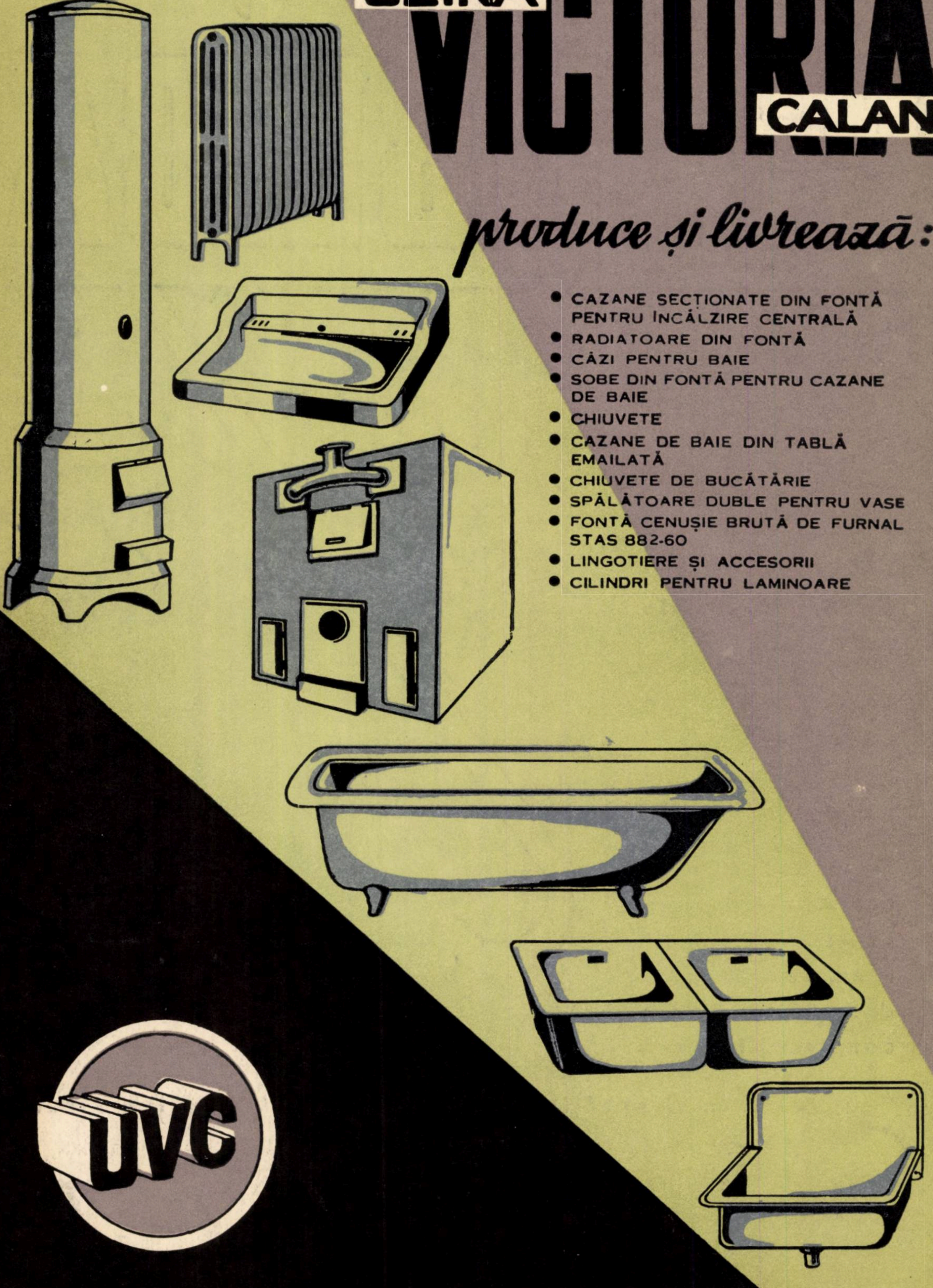
SIDEXPORT
30, rue de La Boétie PARIS (VIIIe)

Fabrica de țevi

REPUBLICA

produce:

- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru prospecţiuni geologice
- Ţevi rotunde şi profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate laminate la cald cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul sub 6″, pentru instalaţii de apă, gaz şi abur



UZINA VICTORIA CALAN

produce și livrează:

- CAZANE SECȚIONATE DIN FONTĂ PENTRU ÎNCĂLZIRE CENTRALĂ
- RADIATOARE DIN FONTĂ
- CĂZI PENTRU BAIE
- SOBE DIN FONTĂ PENTRU CAZANE DE BAIE
- CHIUVETE
- CAZANE DE BAIE DIN TABLĂ EMAILATĂ
- CHIUVETE DE BUCĂTĂRIE
- SPĂLĂTOARE DUBLE PENTRU VASE
- FONTĂ CENUȘIE BRUTĂ DE FURNAL STAS 882-60
- LINGOTIERE ȘI ACCESORII
- CILINDRI PENTRU LAMINOARE

UVC

E 3280

METALURGIA

10

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XV • Nr. 10 • OCTOMBRIE 1963

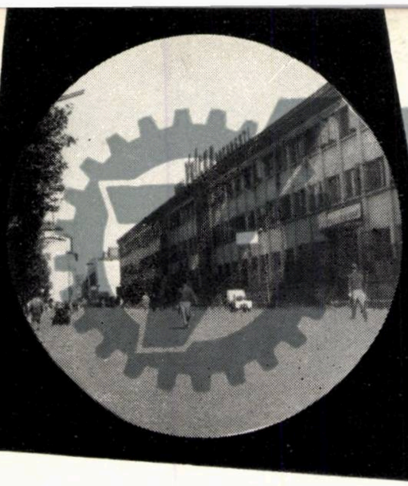
uzinele

23 AUGUST

produc:

- Piese turnate din oţel, pînă la 25 t/bucată
- Piese turnate din oţeluri refractare
- Piese turnate din oţel manganos
- Piese turnate din fontă
- Piese turnate din fontă modificată, pentru maşini-unelte
- Piese forjate liber
- Piese matriţate
- Oţeluri aliate pentru construcţii
- Oţeluri pentru scule, aliate şi rapide

U23A

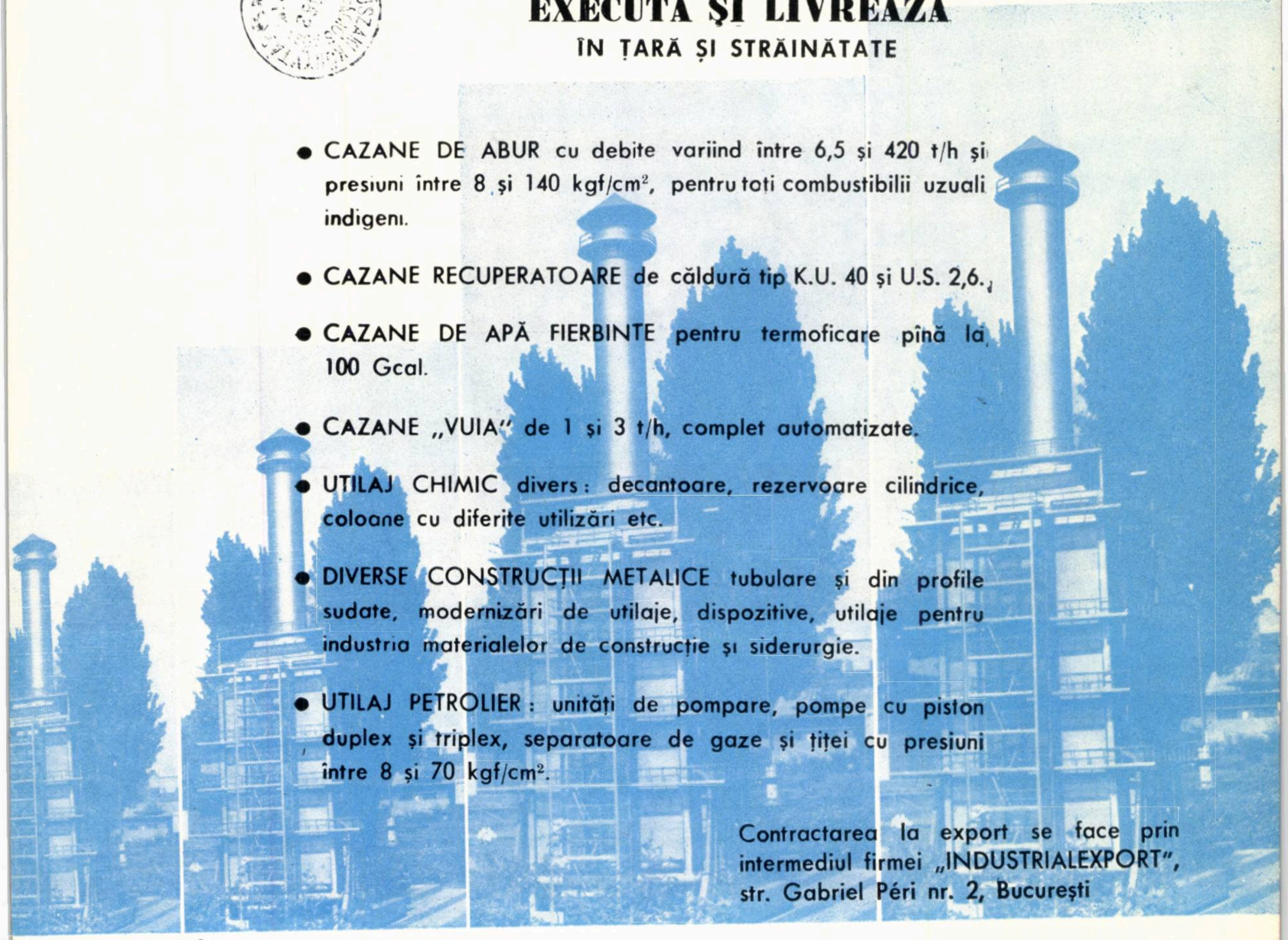


uzina Vulcan BUCUREȘTI

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

EXECUTĂ ŞI LIVREAZĂ

ÎN ȚARĂ ȘI STRĂINĂTATE



- CAZANE DE ABUR cu debite variind între 6,5 și 420 t/h și presiuni între 8 și 140 kgf/cm², pentru toți combustibilii uzuali indigeni.
- CAZANE RECUPERATOARE de căldură tip K.U. 40 și U.S. 2,6.
- CAZANE DE APĂ FIERBINTE pentru termoficare pînă la 100 Gcal.
- CAZANE „VUIA" de 1 și 3 t/h, complet automatizate.
- UTILAJ CHIMIC divers: decantoare, rezervoare cilindrice, coloane cu diferite utilizări etc.
- DIVERSE CONSTRUCȚII METALICE tubulare și din profile sudate, modernizări de utilaje, dispozitive, utilaje pentru industria materialelor de construcție și siderurgie.
- UTILAJ PETROLIER: unități de pompare, pompe cu piston duplex și triplex, separatoare de gaze și țiței cu presiuni între 8 și 70 kgf/cm².

Contractarea la export se face prin intermediul firmei „INDUSTRIALEXPORT", str. Gabriel Péri nr. 2, București

VULCAN BUCUREȘTI • VULCAN BUCUREȘTI • VULCAN BUCUREȘTI

PROFILE LAMINATE GRELE, MIJLOCII ŞI FINE, SÎRMĂ, BENZI, TOATĂ GAMA DE SEMIFABRICATE DIN OŢELURI, CARBON ŞI ALIATE.

DERIVATE CHIMICE, APĂ AMONIACALĂ, SULFAT DE AMONIU. SULF, BENZEN, TOLUEN, XILEN, SMOALĂ, NAFTALINĂ..,

PRODUSE ŞI LIVRATE DE

COMBINATUL SIDERURGIC

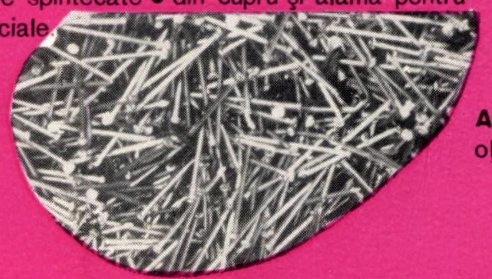
HUNEDOARA

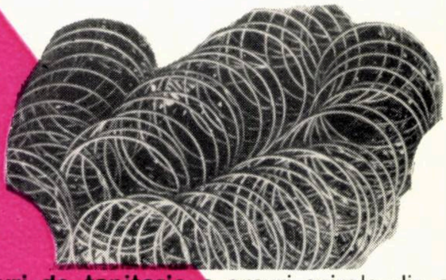
Industria Sîrmei

Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite întrebuinţări.

Sîrme trase neferoase • din cupru şi din alamă.
Sîrme zincate • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.

Cuie de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.





Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale din sîrmă oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.

Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale.
Bare trase • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.

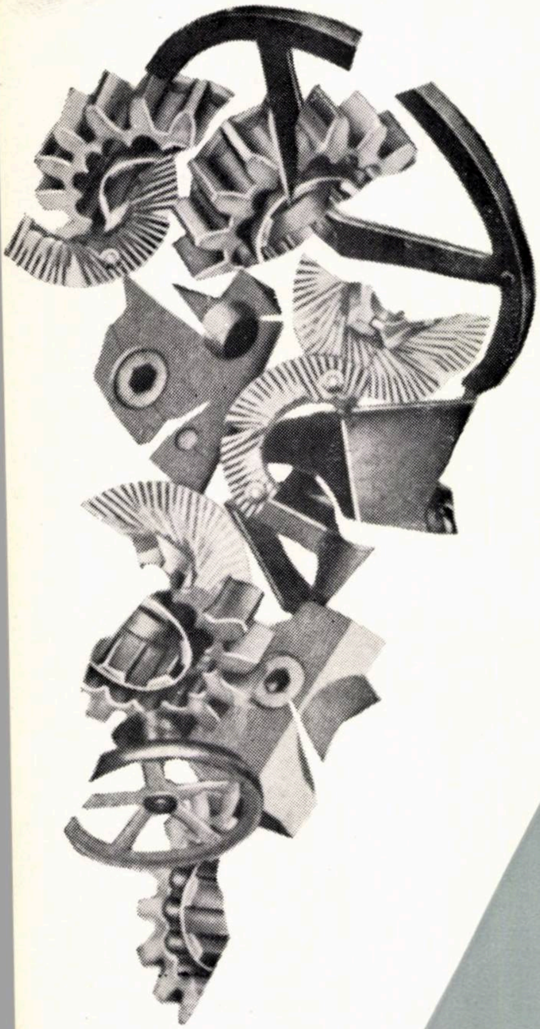
Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac.
Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV • Bandă izolatoare.

Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi a fontelor.

Industria Sîrmei

CÎMPIA-TURZII

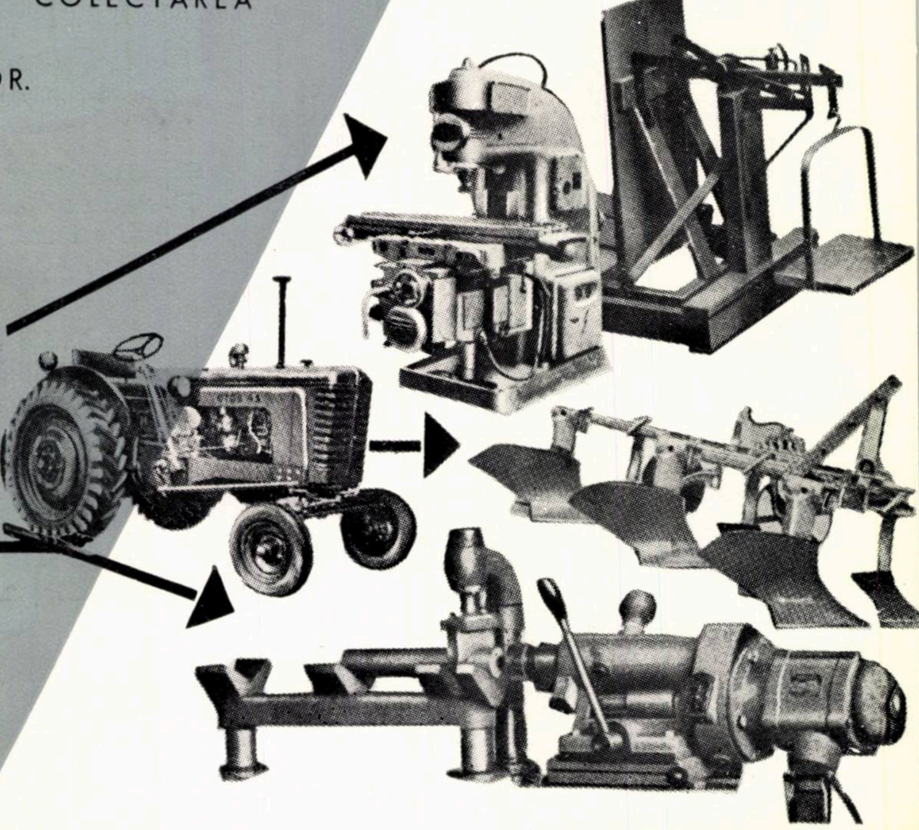
STRADA LAMINORIŞTILOR, 145
RAIONUL TURDA, REGIUNEA CLUJ
Telefon 2, 9 14 şi 32



SPRIJINIȚI DEZVOLTAREA INDUSTRIEI SIDERURGICE ȘI REALIZAREA DE PRODUSE METALICE MAI MULTE, MAI BUNE SI MAI IEFTINE, PREDÎND DEȘEURILE METALICE ȘI METALELE VECHI ÎN CANTITĂȚI CÎT MAI MARI, SORTATE CONFORM STAS, ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR.

ICM

INTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR



ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

ДК 621.929–492.2

Худзикевич, Р.: **Анализ процесса смешивания пылевидных материалов.**

Metalurgia 15 (1963), № 10, стр. 577–583

В работе указывается оригинальный метод оценки процесса смешивания пылеобразных материалов в смесителе. Показано, что степень смешивания зависит от дозировки и продолжительности смешивания

ДК 620.193.4 : 669.5

Марку, П., Шербан , М. и *Рэдулеску, Е.*: **Исследование термохимической коррозии цинка.**

Metalurgia 15 (1963), № 10, стр. 584–588

В работе изучаются факторы, влияющие на термохимическую коррозию цинковых заготовок, используемых при изготовлении анодов для электрических батарей.

ДК 621.74.045 : 621.73.034.4

Дрэган, И.: **Некоторые вопросы штамповки отлитых заготовок.**

Metalurgia 15 (1963), № 10, стр. 588–595

Излагается ряд замечаний относительно изменения механической характеристики отлитых деталей по сравнению с характеристикой отлитых и штампованных деталей.

ДК 621.771–41 : 620.179.16

Кирика, К.: **Обнаружение дефектов стального проката с помощью ультразвука.**

Metalurgia 15 (1963), № 10, стр. 595–599

В статье описываются попытки по обнаружению дефектов в стальном прокате. Констатировано, что метод иммерсионной дефектоскопии является показанным для разработки дефектоскопических карт проката (болванки и заготовки).

ДК 621.73.045

Кодряну, М. : **Точная ковка вращением** (II).

Metalurgia 15 (1963), № 10, стр. 600–606

В работе описывается технологический процесс ковки вращения и показаны техникоэкономические преимущества применения этого метода.

ДК 669.1.04 : 621 : 791.7

Клекль, О. и *Плеша, К.*: **Применение сварки под флюсом при ремонте агрегатов в черной металлургии.**

Metalurgia 15 (1963), № 10, стр. 606–608

В статье разбирается вопрос восстановелния изношенных деталей посредством сварки под флюсом.

ДК 669.35'6.018.24 : 625.282–833.6

Балинтони, И., Бэлтэною, М., Шонтя, С. и Терпович, Ст. : **Выработка и отливка бронзы с оловом для вкладышей дизельного электровоза типа СоСо 2100 л.с.**

Metalurgia 15 (1963), № 10, стр. 608–610

Описывается технология выработки и отливки бронзы с оловом для вкладыщей дизель-электровоза типа СоСо 2 100 л.с.

ДК 621.771.2 :621.785.375

Ионеску, А.: **Качественное улучшение цилиндров для тонкой средней линии посредством теплообработки.**

Metalurgia 15 (1963), № 10, стр. 610–612

Описывается режим теплообработки применяемой при изготовлении цилидров, отлитых из гиперэвтектоидной стали для тонкой средней линии, подвергающиеся различным нагрузкам.

ДК 669.248 : 669.268.621.747

Грюнвальд, Е. : **Блестящая никелировка и хромирование отлитых из латуни деталей.**

Metalurgia 15 (1963), № 10 стр. 612–614

Показана схема установки для блестящей никелировки, технология никелировки листовых и полосовых материалов. а также деталей отлитых из латуни, условия хромирования, состав необходимых ванн.

DK 621.929-492.2

Chudzikiewicz, R. : **Die Analyse des Vermischungsprozesses der pulverförmigen Stoffe.**

Metalurgia 15 (1963), H. 10, S. 577-583

Im Aufsatz wird ein neues Schätzungsverfahren der Wirksamkeit des Vermischungsprozesses körniger Stoffe im Mischer dargelegt. Dabei wird darauf hingewiesen, dass der Vermischungsgrad von der Dosierung und der Mischdauer abhängig ist.

DK 620.193.4 : 669.5

Marcu, P., Şerban, M. und *Rădulescu, E.* : **Untersuchungen im Zusammenhang mit der thermochemischen Korrosion des Zinks.**

Metalurgia 15 (1963), H. 10, S. 584-588

Die Verfasser untersuchen die Faktoren, die die thermochemische Korrosion des Zinkhalbzeugs für die Herstellung von Batterieanoden beeinflussen.

DK 621.74.045 : 621.73.034.4

Drăgan, I. : **Einige Probleme des Stanzens gegossenen Halbzeugs.**

Metalurgia 15 (1963), H. 10, S. 588-595

Es werden einige Beobachtungen über veränderliche mechanische Kenndaten der Gusstücke im Vergleich zu den gegossenen und gestanzten Werkstücke dargelegt.

DK 621.771-41 : 620.179.16

Chirica, C. : **Ultraschalldefektoskopie für Stahlwalzgut.**

Metalurgia 15 (1963), H. 10, S. 595-599

Der Verfasser beschreibt die vorgenommenen Versuche bei der Werkstoffprüfung des Stahlwalzgutes. Es wurde festgestellt, dass die Eintauchdefektoskopie für die Aufstellung von Karten mit Fehlern in Walzgut (Blöcke und Knüppel) angebrach ist.

DK 621.73.045

Codreanu, M. : **Präzisionsschmieden durch Rotation (II).**

Metalurgia 15 (1963), H. 10, S. 600-606

Es werden der technologische Prozesses des Schmiedens durch Rotation und die technischen und wirtschaftlichen Vorteile dieses Verfahrens dargelegt.

DK 669.1.04: 621.791.7

Klöckl, O. und *Pleşa, C.* : **Die Anwendung der UP-Schweissung bei der Wartung der Aggregate in der Verhüttungsindustrie.**

Metalurgia 15 (1963), H. 10, S. 606-608

Im Aufsatz wird die Wiederinstandesetzung der abgenutzten Bestandteile durch UP-Schweissung beschrieben.

DK 669.35′6.018.24:625.282—833.6

Balintoni, I., Băltănoiu, M., Sontea, S. und Terpovici St. : **Die Erschmelzung und das Giessen der Zinnbronze für die Lagerschalen der Elektrodieselloks Typ CoCo 2 100 PS.**

Metalurgia 15 (1963), H 10, S. 608-610

Es wird die Erschmelzungs- und Gusstechnologie der Zinnbronze für Lagerschalen der Elektrodieselloks der Type CoCo 2 100 PS beschrieben.

DK 621.771.2:621.785.375

Ionescu, A. : **Die Qualitätsverbesserung der Zylinder für Fein- und Mittelstrassen durch Wärmebehandlung.**

Metalurgia 15 (1963), H. 10, S. 610-612

Es wird die Wärmebehandlung der aus hypereutektoiden Stahl für die Fein- und Mittelstrasse gegossenen Zylinder, die einer grossen Belastung ausgesetzt sind beschrieben.

DK 669.248 : 669.268 : 621.747

Grünwald, E. : **Glanzvernicklung und-verchromung der Gussstücke aus Messing.**

Metalurgia 15 (1963), H. 10, S. 612-614

Der Aufsatz behandelt das Schema der Anlage zur Glanzvernicklung, die Vernicklungstechnologie der Bleche und Gusstücke aus Messing, die Verchromungsbedingungen, die Zusammensetzung der betreffenden Bäder und das Anwendungsgebiet des Verfahrens.

DC 621.929–492.2

Chudzikiewicz, R. : **The analysis of the process of mixing pulverizing bodies.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 577–583

An original method of appreciating the efficiency of the mixing process of granulating material in a mixer is presented in this article. It is shown that the degree of mixing is influenced by the ratio of mixture and the period of mixing.

DC 620.193.4 : 669.5

Marcu, P., Şerban, M. and *Rădulescu, E.* : **Researches on the thermochemical corrosion of zinc.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 584–588

In this article the factors which are influencing the thermochemical corrosion of semiproducts of zinc destined for the manufacturing of anodes for electrical batteries are being studied.

DC 621.74.045 : 621.73.034.4

Drăgan, I. : **Some problems concerning the stamping of cast semiproducts.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 588–595

Some observations on the variations of mechanical characteristics of cast engine parts in comparison with cast and stamped engine parts.

DC 621.771–41 : 620.179.16

Chirica, C. : **The detecting of deteriorations in rolled steel with the help of supersounds.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 595–599

In this article are being described the experiences carried out to detect deteriorations in rolled steel. The method of defectoscopy in immersion was indicated for the setting up of charts with the defects of rolled goods (blooms and billets). These charts can be used for the establishment of the technology of elaboration of the rolling of steel.

DC 621.73.045

Codreanu, M. : **Precission forging through rotation (II).**

Metalurgia 15 (1963) nr. 10, p. 600–606

The article describes the technological process of forging through rotation and the technical-economic advantages of the application of this method are being shown.

DC 669.1.04 : 621.791.7

Klöckl, O. and *Pleşa, C.* : **The application of welding under flux in the maintenance of aggregates in siderurgy.**

Metalurgia 15 (1963) nr. 10, p. 606–608

Here the problem of reconditioning used up engine parts through welding under flux is presented. The method is economical ensuring a processing through a slight cutting added with a minimum remaking.

DC 669.35′6.018.24:625.282—833.6

Balintoni, I., Băltănoiu, M., Sontea, S. and Terpovici, St. : **The elaborating and casting of bronze with tin for the bearings of CoCo 2 100 HP Diesel locomotives.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 608–610

The paper describes the elaborating and casting technology of bronze with tin for the bearings of CoCo 2 100 HP Diesel locomotives. Some data are given concerning the optimum chemical composition, mechanical properties and linear expansion coefficient.

DC 621.771.2:621.785.375

Ionescu, A. : **Improving the quality of cylinders for plain and medium rules by thermic treatment.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 610–612

A description is given of the thermic treatment applied to hypereutectoid steel cylinders for plain and medium rules subjected to different strains.

DC 669.248 : 669.268 : 621.747

Grünwald, E. : **Glassy nickelling and chroming of the pieces cast from brass.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 612–614

The author describes the installation of glassy nickel, the technology of the nickelling of sheets bands and pieces cast from brass, the conditions of chroming, the composition of the necessary baths, the domain of the application of the procedure.

CD 621.929-492.2

Chudzikiewicz, R. : **L'analyse du processus de la mixture des corps pulvérulents.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 577-583

On présente une méthode originale pour l'appréciation de l'efficacité du processus de la mixture des matières granuleuses dans le malaxeur. On démontre que le degré de mixture est influencé par le dosage et par la durée de la mixture.

CD 620.193.4 : 669.5

Marcu, P., Şerban, M. et *Rădulescu, E.* : **Recherches sur la corrosion thermochimique du zinc.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 584-588

Les auteurs étudient les facteurs qui influent sur la corrosion thermochimique des demi-produits du zinc destinés à a fabrication des anodes pour batteries électriques.

CD 621.74.045 : 621.73.034.4

Drăgan, I. : **Quelques problèmes concernant l'estampage des demi-produits coulés.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 588-595

On expose quelques observations sur la variation des caractéristiques mécaniques des pièces coulées, comparées avec celles des pièces coulées et estampées.

CD 621.771-41 : 620.179.16

Chirica, C.: **La détection, au moyen des ultra-sons, des défauts des laminés en acier.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 595-599

L'auteur décrit les essais effectués pour déceler les défauts des laminés en acier et constate que la méthode défectoscopique par immersion est indiquée pour dresser les cartes des défauts des laminés (blooms et billettes). Ces cartes peuvent servir pour préciser la technologie de l'élaboration ou du laminage de l'acier.

CD 621.73.045

Codreanu, M. : **Le forgeage de précision par rotation (II).**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 600-606

L'auteur expose le processus du forgeage par rotation et montre les avantages techniques et économiques du procédé.

CD 669.1.04 : 621.791.7

Klöckl, O. et *Pleşa, C.* : **L'application de la soudure sous flux à l'entretien des agrégats, en sidérurgie.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 606-608

On présente le problème de la réfection des pièces usées par la soudure sous flux. La méthode est économique parce qu'elle assure un usinage facile par coupe, avec un supplément pour ajustage minime.

CD 669.35'6.018.24:625.282—833.6

Balintoni, I., Băltănoiu, M., Sontea, S. et Terpovici, St. : **L'élaboration et la coulée du bronze à étain pour les coussinets de la locomotive électrique Diesel type CoCo 2 100 CV.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 608-610

Les auteurs exposent la technologie de l'élaboration et de la coulée du bronze à étain pour les coussinets de la locomotive électrique Diesel type CoCo 2 100 CV. On donne la meilleure composition chimique, les propriétés mécaniques et le cœfficient de dilatation linéaire.

CD 621.771.2:621.785.375

Ionescu, A. : **L'amélioration de la qualité des cylindres pour ligne fixe et moyenne par traitement thermique.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 610-612

On explique le régime du traitement thermique pour les cylindres coulés en acier hypereutectoïde pour ligne fine et moyenne, soumis aux diverses sollicitations.

CD 669.248 : 669.268 : 621.747

Grünwald, E. : **Le nickelage et le chromage lustré des pièces coulées en laiton.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 10, p. 612-614

L'auteur explique le schéma de l'installation destinée au nickelage lustré, la technologie du nickelage des tôles, des bandes et des pièces coulées en laiton, les conditions du chromage, la composition des bains nécessaires, le domaine d'application du procédé.

METALURGIA

ANUL 15
Nr. 10
BUCUREŞTI
OCTOMBRIE
1963

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI ŞI
AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.

STUDII ŞI CERCETĂRI
EXPERIMENTALE

CZ 621.929-492.2

Analiza procesului de amestecare a corpurilor pulverulente (materiale de formare)

Dr. ing. R. CHUDZIKIEWICZ
Şcoala politehnică din Szczecin, R. P. Polonă

Amestecarea corpurilor pulverulente este un proces folosit aproape în toate domeniile industriale. Din punct de vedere teoretic, procesul de amestecare a corpurilor pulverulente a fost relativ puţin cercetat.

În industrie, pentru a determina utilitatea unui malaxor, în vederea amestecării componenţilor respectivi în anumite condiţii ale procesului tehnologic, se cercetează modificarea principalelor proprietăţi ale amestecului, ca o funcţie a timpului de amestecare. Cercetarea numai a proprietăţilor tehnice ale amestecurilor obţinute nu dă posibilitatea de a avea o imagine a procesului de amestecare în malaxorul dat şi nu este pe deplin reprezentativă.

În timpul amestecării a două corpuri solide, dintre care unul este umed de la început, caracterul procesului însuşi de amestecare şi viteza de omogenizare a amestecului depind, în mare măsură, de proprietăţile componentului umed [13].

Starea amestecului exercită o influenţă hotărîtoare asupra următorilor doi factori principali care caracterizează procesul de amestecare, şi anume : asupra vitezei de obţinere a unui grad mare de amestecare, şi asupra necesarului de putere pentru malaxor în timpul procesului de amestecare.

În malaxarea materialelor pulverulente pot fi deosebite următoarele trei procese principale : deplasarea particulelor într-un alt loc (amestecare prin convecţie) ; distribuirea particulelor deasupra suprafeţei proaspăt desfăşurate (amestecarea prin difuziune) şi proiectarea jeturilor care alunecă, fiind separate de totalitatea amestecului (amestecarea prin tăiere).

În malaxoare pot să apară unul, două sau chiar toate cele trei procese mai sus menţionate ; aceasta depinde de felul malaxorului.

În malaxoarele cu palete prevăzute cu spirale sau palete axiale care se rotesc, procesul dominant îl constituie amestecarea prin convenţie.

În malaxoarele simple cu tambur cu ax orizontal are loc amestecarea prin difuziune ; difuziunea are loc într-o anumită suprafaţă care se roteşte prin amestec.

În malaxoarele cu cilindri (cu talere) avînd mişcarea continuă (rotaţie cu ax vertical), materialele amestecate trec printr-un jet continuu lîngă marginea exterioară a talerului şi sînt proiectate cu ajutorul paletelor aşezate corespunzător pe linia spiralei lui Arhimede, spre partea mediană a talerului, de unde ies afară prin orificiul corespunzător. În acest caz, are loc o amestecare prin tăiere. În mod analog amestecării lichidelor cu mişcare laminară, amestecarea depinde în acest caz, parţial, şi de difuziunea perpendiculară pe jeturile care alunecă.

În timpul amestecării materialelor de formare trebuie să fie diferenţiate două operaţii principale : amestecarea şi sfărîmarea nisipului de formare. În malaxoarele cu cilindri, sfărîmarea este determinată de alunecarea cilindrilor pe fundul talerului.

Din practica industrială se ştie că factorii care influenţează gradul de amestecare a corpurilor pulverulente pot fi împărţiţi în următoarele trei grupe [4], [7] : factori care depind de utilajul existent pentru amestecare, de modul de conducere a procesului de amestecare şi de felul materialelor amestecate.

Metoda de experimentare. Pentru determinarea calităţii procesului de amestecare, autorul, în lucrarea sa anterioară [5], a adoptat ca parametri indicele de calitate a amestecării J și gradul de amestecare M sau de variabilitate.

$$J = \frac{\bar{x}}{p} \text{ și } M = \frac{\sqrt{\frac{\Sigma (x_i - \bar{x})^2}{n-1}}}{\bar{x}} = \frac{s}{\bar{x}},$$

în care : $\bar{x}$ este conținutul mediu în % al componentului urmărit, în toate probele luate pentru analiză ; p — conținutul global în % pe șarjă al componentului urmărit în proba luată pentru analiză ; n — numărul de probe luate pentru analiză ; x_i—conținutul în % al componentului analizat în proba i ; $s = \sqrt{\frac{\Sigma (x_i - \bar{x})^2}{n-1}}$, abaterea standard.

Compararea valorilor $\bar{x}$ și p permite o anumită reprezentare a calității întregului proces de amestecare caracterizat prin : componenții supuși amestecării, modul de conducere a procesului tehnologic și caracteristicile malaxorului ; cunoscînd mărimea p raportul $J = \frac{\bar{x}}{p}$ poate servi ca indice de calitate a procesului de amestecare, fără însă a putea fi și măsura calității amestecării, deoarece nu dă nici o indicație asupra dispersiei conținutului componenților în probele luate.

Se poate întîmpla ca amestecînd același amestec, dar în condiții diferite, să se obțină același grad de amestecare M, dar un indice de calitate a amestecării J diferit ; această diferență de indice de calitate indică o anumită deficiență a procesului, cum ar fi existența unor mari spații moarte și tendința vreunui component de a ocupa locul din acele spații, sau o eroare de dozare, sau o eroare sistematică a măsurării (de analiză).

Mărimea abaterii standard s nu este o măsură potrivită a dispersiei, deoarece mărimea acestei abateri depinde de doi factori : de conținutul relativ al componentului examinat în amestec și de mărimea adoptată a probelor. Modul propus mai sus de determinare a gradului de amestecare are avantajul incontestabil că nu depinde de p, conținutul efectiv al componentului examinat în amestec. Valoarea M determinată în modul arătat depinde numai de mărimea adoptată a probelor.

Datorită faptului că $\bar{x}$ nu depinde de p, conținutul componentului examinat în amestec, se poate compara gradul de amestecare a amestecurilor cu diferite conținuturi relative ale componenților. În lucrarea [6], autorul a motivat amănunțit alegerea coeficientului de variabilitate ca măsură a gradului de amestecare.

Tehnica măsurării gradului de amestecare. Înainte de a proceda la măsurarea gradului de amestecare, este necesar să fie stabilite numărul probelor, mărimea probelor, modul de luare a probelor și felul indicelui.

Stabilirea numărului de probe constituie, în primul rînd, o problemă statistică ; de acest număr depinde nivelul de probabilitate a rezultatelor obținute.

Aprecierea procesului de amestecare este cu atît mai precisă cu cît probele folosite sînt mai mici. Dacă conținutul componentului în probă este determinat cu ajutorul analizei chimice sau pe o altă cale, mărimea minimă a probei este limitată de precizia executării acestei analize. Pe baza experienței proprii, autorul consideră că precizia de executare a analizei trebuie să constituie cel puțin 1% din valoarea presupusă a componentului examinat în probă. Dacă, de exemplu, se poate determina cantitatea C în proba cu precizia pînă la 0,0001 g, valoarea presupusă în probă trebuie să fie de cel puțin 0,01 g. Dacă se examinează un amestec cu un conținut de cărbuni $p = 1\%$, mărimea minimă a probei trebuie să fie 1 g. La stabilirea mărimii probei trebuie să se aibă în vedere că, pe măsură ce scade mărimea probei, se mărește variația conținutului componentului examinat în probe.

Modul de luare a probelor trebuie să fie întîmplător, dar este necesar să fie efectuat întotdeauna în condiții identice. Cel mai bine este să se stabilească în malaxor anumite puncte și, în timpul examinării, la intervale corespunzătoare, să se ia din aceste puncte probe de mărime constantă. La luarea probelor din talerul malaxorului nu trebuie să se schimbe niciodată punctele de luare a probelor. În caz contrar se poate întîmpla că într-o serie de probe se va lua proba din spațiul mort, iar într-o altă serie nu se vor lua probe din aceste locuri, din care cauză nu se poate avea o imagine clară a procesului de amestecare. Deoarece, în practică, luarea probelor cu cantitatea constantă de particule este imposibilă, iar luarea probelor cu greutatea constantă este foarte dificilă, se pot lua numai probe cu un volum constant.

Autorul a luat probe cu un volum constant, cu ajutorul unor seringi medicinale simple, la care au fost eliminate capetele pentru introducerea acelor, care corespund cu aproximație probelor cu greutatea de 0,5, 1,0, 2,0 și 10,0 g. Pentru luarea probelor din diferite adîncimi ale amestecului au fost folosite sonde.

În malaxorul de laborator tip Simpson au fost luate cîte cinci probe, întotdeauna din aceleași locuri. Proba I a fost luată de pe suprafața amestecului, probele II, IV și V au fost luate de la jumătatea grosimii stratului de amestec, iar proba III a fost luată de la fundul talerului. Dacă în fișa de măsurare a fost indicată observația „evacuare”, aceasta înseamnă că probele au fost luate din conul format de amestec după golirea malaxorului. În acest caz, probele au fost luate de pe suprafața conului la jumătatea înălțimii lui în acel moment, la intervalele de timp corespunzătoare cu aproximație de 1/5 din timpul de golire a malaxorului. Dacă în fișa de măsurare a fost indicată observația „resturi", aceasta înseamnă că, după golirea malaxorului prin gura de evacuare, au fost luate probe din resturile de amestec rămase în talerul malaxorului.

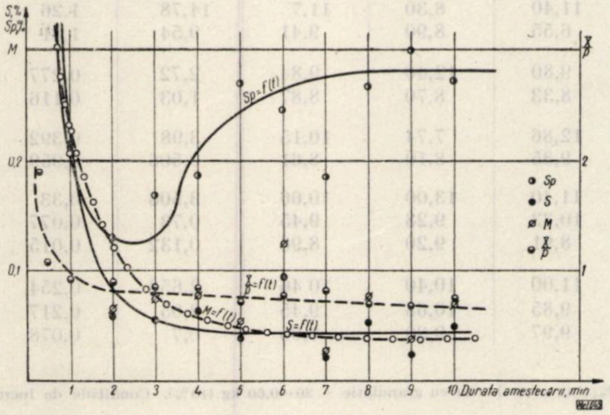


Fig. 1.

Alegerea componentului examinat al amestecului este o sarcină importantă. Componentul examinat, care trebuie să fie folosit ca un component al amestecului, trebuie să corespundă unei serii de condiții și, în special:

1) trebuie să aibă greutatea specifică apropiată de greutatea specifică a principalului component al amestecului, deoarece în caz contrar se poate produce segregarea, și amestecul nu va avea un caracter întîmplător;

2) să fie omogen, avînd compoziția chimică constantă; unele calități de cărbuni arată mari variați în conținutul de cenușă și de aceea nu pot fi folosiți ca indici;

3) nu trebuie să se fărîmițeze — modificarea granulației componentului atrage modificarea condițiilor de amestecare;

4) trebuie să fie neutru din punct de vedere chimic față de ceilalți componenți ai amestecului;

5) trebuie să fie insolubil în lichid, dacă lichidul este un component al amestecului;

6) să-și mențină aceeași stare fizică — apa nu este potrivită pentru a fi un component examinat, deoarece se evaporă foarte ușor;

7) componentul examinat nu poate să apară în ceilalți componenți ai amestecului, chiar ca un adaos mic; cărbuni nu pot fi folosiți ca un component examinat al maselor de formare, deoarece ei conțin, de regulă, anumite cantități de praf de cărbune și de grafit.

După cum se vede, componenții amestecului care se determină trebuie să îndeplinească numeroase cerințe. În articolul său [2], autorul a indicat componenții folosiți pentru determinare și metodele de măsurare a lor, aplicate de diferiți cercetători.

Gradul de amestecare. Coeficientul de variabilitate, ca măsură a gradului de amestecare, are, în comparație cu abaterea standard, avantajul că este o mărime adimensională. Pentru a verifica în ce măsură este justă teza autorului, că în condițiile analoge de amestecare gradul de amestecare $M = s/\bar{x}$ este independent de conținutul relativ al componentului examinat în amestec, s-au făcut umătoarele cercetări.

Nisipul a fost amestecat cu magnetită, luînd conținutul de magnetită de 5%, 10% și 50%. Rezultatele măsurărilor sînt arătate în tabelele 1, 2 și 3.

Tabela 1

Durata	Proba, g	x_1, %	x_2, %	x_3, %	x_4, %	x_5, %	$\bar{x}$, %	$\frac{\Sigma(x_i - \bar{x})^2}{4}$	$\frac{s}{\bar{x}}$
15″	0,5	4,20	6,0	2,9	2,0	2,1	3,4	2,83	0,83
	2,0	4,1	3,9	3,6	1,5	1,6	2,9	1,65	0,57
30″	0,5	6,4	5,2	3,1	6,0	5,4	5,2	1,63	0,31
	2,0	4,29	4,35	2,73	4,33	3,58	3,86	0,50	0,13
60″	0,5	7,0	5,8	6,6	5,0	4,6	5,8	1,04	0,18
	2,0	4,8	5,54	4,65	4,50	4,25	4,75	0,237	0,05
5′	0,5	4,7	6,0	6,3	5,5	5,0	5,5	0,445	0,081
	2,0	4,43	4,5	3,85	7,75	4,75	5,06	2,377	0,47
60″*	0,5	5,60	4,28	4,30	4,58	5,20	4,79	0,342	0,071
	2,0	4,70	4,55	4,25	5,24	5,00	4,75	0,154	0,032
	10,0	4,02	4,46	3,60	4,78	4,00	4,17	0,208	0,05
60″**	0,5	6,00	4,08	6,12	4,48	5,30	5,20	0,817	0,157
	2,0	5,00	4,05	4,98	4,59	4,38	4,6	0,163	0,035
	10,0	4,17	4,37	4,55	4,75	4,27	4,42	0,053	0,012

* Seria I; ** seria II.

Observații. Componenți: nisip cuarțos cu granulație < 30–5,70 kg (95%); minereu de Fe_3O_4 cu granulație < 30 – 0,30 kg (5%); felul malaxorului – Simpson de laborator; mărimea probei: 0,5, 2,0 și 10,0 g.

Tabela 2

Durata	Proba, g	x_1, %	x_2, %	x_3, %	x_4, %	x_5, %	$\bar{x}$, %	$\frac{\Sigma(x_i - \bar{x})^2}{4}$	$\frac{s}{\bar{x}}$
15″	0,5	8,30	5,20	4,20	7,60	5,60	6,18	2,932	0,475
	2,0	8,43	4,6	3,05	5,55	5,63	5,45	3,85	0,705
30″	0,5	7,80	16,80	14,20	11,40	8,30	11,7	14,78	1,26
	2,0	6,73	13,9	10,95	6,55	8,90	9,41	9,54	1,01
60″	0,5	8,00	8,90	10,10	9,80	12,40	9,84	2,72	0,277
	2,0	10,65	8,15	8,53	8,33	8,70	8,87	1,03	0,116
5′	0,5	10,10	11,20	8,86	12,86	7,74	10,15	3,98	0,392
	2,0	8,53	8,2	8,38	9,85	8,10	8,61	0,506	0,059
60′*	0,5	9,8	11,10	8,00	11,40	13,00	10,66	3,508	0,33
	2,0	9,4	10,1	8,15	10,33	9,28	9,45	0,73	0,077
	10,0	8,4	9,35	8,95	8,91	9,20	8,96	0,132	0,015
60′**	0,5	10,00	12,70	8,20	11,00	10,40	10,46	2,658	0,254
	2,0	7,7	10,83	8,20	9,85	10,68	9,45	2,05	0,217
	10,0	8,89	9,07	7,70	9,97	9,39	9,00	0,7	0,078

* Seria I; ** seria II

Observații. Componenți: nisip cuarțos cu granulație < 30–5,40 kg (90%); minereu de fier cu granulație < 30–0,60 kg (10%). Condițiile de lucru ca în cazul tabelei 1.

Tabela 3

Durata	Proba, g	x_1, %	x_2, %	x_3, %	x_4, %	x_5, %	$\bar{x}$, %	$\frac{\Sigma(x_i - \bar{x})^2}{4}$	$\frac{s}{\bar{x}}$
30″	0,5	43,7	44,6	37,6	40,7	41,2	40,6	8,75	0,215
	2,0	54,7	43,2	42,4	39,8	35,6	43,1	50,55	1,17
1′	0,5	41,5	40,4	45,2	41,8	44,2	42,6	4,0	0,094
	2,0	45,2	45,2	44,7	41,5	37,0	42,7	12,61	0,295
2′	2,0	43,8	43,7	44,2	43,1	43,6	43,7	0,16	0,0037
6′	0,5	44,6	41,3	46,6	44,4	48,5	45,1	7,25	0,16
	2,0	42,3	44,7	44,6	43,2	41,8	43,3	1,73	0,04
16′	0,5	39,6	44,4	41,3	45,9	47,9	43,8	13,87	0,306
	2,0	45,5	45,5	44,7	46,0	44,5	45,2	0,39	0,0086
60′	0,5	46,6	42,2	47,3	45,1	46,2	45,4	4,00	0,088
	2,0	46,2	44,1	44,2	43,8	48,1	45,3	3,39	0,075
Cantitatea evacuată	0,5	44,7	47,0	45,9	49,5	47,4	46,9	4,22	0,09
	2,0	46,2	46,4	42,3	42,7	46,3	44,8	3,36	0,075
	10,0	44,8	44,8	47,0	34,0	43,3	42,8	25,83	0,605

Observații. Componenți: nisip cuarțos (<30–3,0 kg (50%) și minereu defier $Fe_3O_4 < 30 - 3,0$ kg ($50\% = p$). Condițiile de lucru ca în cazu tabelei 1.

Ca bază a raționamentelor s-au luat probe în greutate de 2 g. Analiza rezultatelor arată că după o oră de amestecare se obține un grad asemănător de amestecare, și anume 0,032, 0,077, 0,075 (fig. 1).

Pentru a determina gradul de amestecare $M = s/\bar{x}$ nu este necesar să se cunoască valoarea p (conținutul efectiv al componentului examinat în amestec). Aceasta permite determinarea gradului de amestecare cînd p nu este cunoscut sau variază în anumite limite.

Mărimea probelor luate. La măsurările gradului de amestecare au fost folosite probe avînd următoarele greutăți: 0,5, 1,0, 2,0 și 10,0 g. Analizînd măsurile conținute în prezenta lucrare, se vede clar că abaterea standard în prima aproximație scade invers proporțional cu rădăcina pătrată a greutății probei.

O abatere evidentă de la acest principiu se vede uneori în seriile probelor luate la începutul procesului de amestecare. Acest fenomen se explică prin faptul că la începutul amestecării starea amestecului este foarte departe de amestecul întîmplător. Indicînd rezultatele măsurărilor trebuie să se arate clar mărimea probelor luate, deoarece numai în acest caz este posibilă compararea rezultatelor.

Dozarea. Operația esențială a dozării este introducerea în amestec a componentului care urmează să fie determinat.

Cel mai mare rol îl au aici modul și locul de introducere în amestec a unui component al cărui conținut relativ este mic. Din punctul de vedere al gradului de amestecare obținut, amestecarea cea mai puțin favorabilă se observă atunci cînd într-un malaxor gol, aflat în mișcare, se introduce componentul cu un mic conținut relativ în amestec. În acest caz, componentul dat va fi împins în bună parte spre spațiile moarte și participarea lui la procesul de amestecare va fi neînsemnată. Dozarea influențează în mare măsură diferența dintre x și p. Dozarea nu trebuie neapărat să exercite o influență pronunțată asupra gradului de amestecare $M = s/x$, deoarece gradul de amestecare, astfel determinat, nu depinde de p, conținutul efectiv al componentului examinat în amestec.

Autorul a făcut următoarea experimentare : într-un malaxor de laborator s-au introdus 5 kg de nisip cuarțos (99%) și deasupra lui s-a turnat 1% sulf, adică 0,05 kg, și s-a amestecat timp de 5 min. La o probă de 2 g s-a obținut gradul de amestecare $M = 0{,}276$. La a doua experiență, aceeași cantitate de sulf (0,05 kg) a fost amestecată manual, timp de 15 s cu 0,45 kg de nisip. Amestecul, astfel preparat, a fost introdus în talerul malaxorului unde se afla restul nisipului de cuarț. După 5 min de amestecare s-a obținut gradul de amestecare $M = 0{,}145$ (tabela 4).

La proiectarea procesului tehnologic de amestecare trebuie să se dea o mare atenție procesului de dozare, și, în special, construcției aparatelor de dozare. În numeroase cazuri se poate îmbunătăți mult mai ușor gradul de amestecare prin îmbunătățirea modului de dozare, decît prin prelungirea timpului de amestecare. În lumina experienței descrise este justă tendința care se observă în numeroase domenii tehnice de a folosi două malaxoare : primul pentru amestecarea preliminară, și al doilea în care se obține gradul propriu-zis de amestecare.

Spații moarte. Pentru a ilustra influența spațiilor moarte asupra procesului de amestecare, autorul a făcut următoarele două experiențe :

în malaxorul de laborator, timp de 15 min s-au amestecat 6 kg de amestec compus din nisip de cuarț și sare (tabela 5) și apoi cantitatea de material din malaxor a fost evacuată prin gura de evacuare.

Conținutul mediu de sare, măsurat în probele de 2,0 g, a fost de 0,817%. Conținutul de sare

Tabela 4

Durata	Proba, g	x_1, %	x_2, %	x_3, %	x_4, %	x_5, %	x_6, %	x_7, %	x , %	x_9, %	x_{10}, %	$\overline{x}$, %	s^2, %	$\frac{s}{\overline{x}}$
5′	Proba A*													
	0,5	0,513	0,635	0,549	0,408	0,867	1,158	0,641	0,466	0,873	0,588	0,670	0,052945	0,344
	2,0	0,754	0,710	1,395	0,953	0,722	0,707	1,010	0,913	0,680	0,607	0,845	0,054507	0,276
	10,0	0,806	1,445	1,205	0,073	0,775	0,786	0,912	1,112	0,758	0,910	0,976	0,052236	0,234
	Proba B**													
	0,5	0,624	0,743	0,533	0,568	0,605	0,434	0,584	1,050	0,518	0,817	0,648	0,032004	0,276
	2,0	0,643	0,782	0,883	0,812	0,730	0,697	0,744	1,028	0,832	0,768	0,792	0,013114	0,145
5′	10,0	1,100	1,274	0,923	0,916	0,956	0,974	0,958	1,003	0,981	0,945	1,003	0,011749	0,108

* În malaxor unde se află nisipul s-a introdus 1% sulf.

** 0,05 kg de sulf s-au amestecat manual cu 0,45 kg de nisip și numai după aceea s-au introdus în malaxor unde se afla nisipul.

Observații. Componenți : nisip cuarțos < 30 − 4,95 kg (99%), sulf < 100 − 0,05 kg (1% = p).

Tabela 5

Durata	Proba, g	x_1, %	x_2, %	x_3, %	x_4, %	x_5, %	$\overline{x}$, %	$\frac{\Sigma(x_i-\overline{x})^2}{4}$	$\frac{s}{\overline{x}}$
15′	0,5	0,890	0,750	0,577	0,813	0,803	0,767	0,013733	0,153
	2,0	0,81	0,866	0,777	0,896	0,737	0,817	0,004173	0,079
	10,0	0,885	0,847	0,875	0,793	0,912	0,862	0,002071	0,053
S-a evacuat conținutul malaxorului									
Resturi	2,0	2,97	3,35	3,75	1,26	0,97	2,46	1,5941	0,513
S-a introdus o doză nouă									
15′	0,5	0,977	0,681	1,03	0,943	1,22	0,97	0,0381470	0,205
	2,0	0,815	0,752	0,868	0,903	0,862	0,84	0,003402	0,0695
	10,0	0,885	0,847	0,875	0,793	0,912	0,904	0,004209	0,0717
S-a evacuat conținutul malaxorului									
Resturi	2,0	1,34	2,48	3,11	1,91	0,628	1,894	0,9379	0,511

Observații. Componenți : nisip cuarțos < 40 − 5,94 kg (99%), sare < 40 − 0,06 kg (1% = p).

în resturile rămase pe taler a fost de 2,46%. Aceste resturi nu au fost eliminate din taler.

A fost introdusă o nouă doză de 6 kg de amestec compus din nisip (99%) şi sare (1%). După 15 min de amestecare au fost luate probe de sub gura de evacuare. Conținutul mediu de sare, măsurat în probele de 2,0 g, a fost de o,84%. Conținutul de sare, în resturile rămase în taler, a fost de 1,894%. De aici se poate trage concluzia că, în practica industrială, la amestecarea aceleiaşi cantități de material încărcat în malaxoarele care lucrează periodic, se poate obține, după cîteva cicluri de amestecare, valoarea x apropiată de p, dacă nu se elimină resturile rămase în talerul malaxorului.

A doua probă s-a făcut cu aceeaşi cantitate de material încărcat ca în experiența precedentă (tabela 6). După 15 min de amestecare au fost luate probe de sub gura de evacuare.

Tabela 6

Durata	Proba, g	x_1, %	x_2, %	x_3, %	x_4, %	x_5, %	x_6, %	$\overline{x}$, %	$\frac{\Sigma(x_i-\overline{x})^2}{4}$	$\frac{s}{\overline{x}}$
15′	2,0	0,983	0,800	0,946	1,28	1,28	1,03	1,053	0,037483	0,184
	Din taler a fost evacuat totul şi introdus din nou în taler									
15′	2,0	1,00	0,893	0,936	1,087	0,99	0,962	0,978	0,004351	0,0675

Observații. Componenți: nisip cuarțos < 40 − 5,94 kg (99%), sare < 40 − 0,60 kg (1% = p).

Conținutul mediu x de sare în probe a fost de 1,53%. Apoi malaxorul a fost bine curățat şi tot materialul (adică materialul de sub gura de evacuare şi resturile de pe taler) au fost introduse din nou în malaxor. După 15 min de amestecare au fost luate probe de sub gura de evacuare. Conținutul mediu x de sare în probe a fost de 0,978%, deci a fost apropiat de conținutul efectiv de sare în amestec $p = 1\%$.

Proba din urmă arată, între altele, foloasele care se obțin de pe urma amestecării preliminare. Trebuie subliniat că în numeroase cazuri, pentru a obține un grad înalt de amestecare, este preferabil să se amestece de două ori componenții, decît să fie prelungită durata unei amestecări.

În malaxorul de laborator s-au făcut o serie de operații de amestecare, folosind întotdeauna acelaşi fel de material încărcat, şi anume 99% nisip de cuarț, 1% oxid de zinc şi 5% apă (în raport cu componentul uscat). A variat gradul de umplere a malaxorului; cantitatea încărcată a fost, corespunzător, de 9, 3 şi 6 kg. După 5 min de amestecare au fost obținuți următorii indici ai calității de amestecare (tab. 7).

La amestecările însemnate cu literele P, R, S: $J = 0,99$; $1,26$; $1,07$, iar $M = 0,045$; $0,131$; $0,0525$.

Aceste rezultate arată că, capacitatea malaxorului de laborator de 6 kg, adoptată în experiențe, nu este capacitatea optimă din punctul de vedere al calității amestecării.

Volumul spațiilor moarte este o mărime aproape constantă şi astfel se explică influența ei însemnată la umplerea mică a malaxorului, ceea ce în cazul cînd materialul încărcat $v = 3$ kg, se poate exprima prin indicele defavorabil al calității de amestecare $J = 1,26$ şi prin gradul slab de amestecare $M = 0,131$. Condițiile optime ale procesului de amestecare se obțin dacă umplerea malaxorului $v = 9$ kg.

Concuzii 1. Procesul de amestecare a corpurilor pulverulente nu este un proces cu totul întîmplător. În timpul amestecării tehnologice se observă tendința pronunțată spre segregare. Aceasta este o consecință a tendinței de segregare a granulelor avînd greutatea specifică mai mare, în direcția fundului malaxorului, precum şi a tendinței granulelor mici de a ocupa spațiile libere dintre granulele mari. În malaxoarele unde apar forțe excentrice însemnate, particulele, avînd o masă mai mare, sînt împinse din amestec de la axul de rotire a malaxorului în direcția marginilor lui.

În spațiile moarte se desfăşoară vădit un proces diferit de amestecare. Constatarea că

Tabela 7

Durata	Durata amestecării, min	x_1, %	x_2, %	x_3, %	x_4, %	x_5, %	x_6, %	$\overline{x}$, %	$\frac{\Sigma(x_i-\overline{x})^2}{4}$	$\frac{s}{\overline{x}}$
P	5	0,976	1,040	0,939	0,953	1,052	0,983	0,991	0,002111	0,045
R	5	1,130	1,196	1,237	1,578	1,213	1,143	1,261	0,027329	0,131
S	5	1,086	1,170	1,040	1,023	1,025	1,095	1,073	0,003191	0,0525
T	2×2,5	1,136	1,162	1,043	1,157	1,154	1,172	1,137	0,002363	0,0427
V	5	1,052	1,085	0,0683	1,275	1,080	0,977	1,025	0,037824	0,189

$P = 9$ kg componenți uscați; $R = 3$ kg componenți uscați; $S = 6$ kg componenți uscați; $U = 6$ kg componenți uscați.
Observații. Componenți: nisip cuarțos < 30 − 99%, ZnO < 30 − 1% = $p - w$ (recalculat în componenți uscați), apă 5%.

amestecarea corpurilor pulverulente nu este un proces cu totul întîmplător are un aspect practic foarte important, și anume : la analiza unui anumit proces de amestecare a corpurilor pulverulente trebuie să se ia în tot timpul măsurărilor probe din aceleași locuri ale malaxorului.

Dacă malaxorul a fost golit, observația de mai sus nu se referă la amestecul evacuat, cu excepția cazului cînd se observă tendința de segregare a componenților la executarea operației de evacuare a materialului din malaxor.

2. Toate măsurările executate de autor confirmă concluzia teoretică, și anume că variația conținutului componentului examinat în probe depinde de mărimea adoptată a probelor.

La determinarea gradului de amestecare trebuie să se indice întotdeauna mărimea probelor luate. În timpul unei anumite cercetări nu este permis să se modifice mărimile probelor luate.

Probele luate trebuie să fie cît mai mici.

3. În timpul amestecării tehnologice condițiile proceselor de amestecare se modifică datorită proceselor secundare. În diferite instalații are loc amestecarea ca un proces secundar. În industria cimentului morile cu bile îmbunătățesc simțitor gradul de amestecare a făinii. Același lucru se reflectă la numeroase instalații de transport. Este cunoscut, în general, faptul că transportoarele cu melc acționează în numeroase cazuri ca malaxoare. La analiza procesului de amestecare trebuie să se determine acțiunea de amestecare a diferitelor instalații de transport și tehnologice.

Compararea acestor două procese de amestecare este justă numai atunci cînd modul de dozare a fost identic în ambele cazuri. La analiza procesului de amestecare trebuie să se indice întotdeauna modul de dozare.

4. O influență esențială asupra procesului de amestecare exercită „spațiile moarte" ale malaxorului.

Fiecare malaxor are spații moarte mai mici sau mai mari, în care procesul de amestecare nu se desfășoară de loc sau se desfășoară cu totul altfel decît în partea principală a malaxorului. Construirea malaxoarelor cu cilindri sau cu palete fără spații moarte este, practic, imposibilă. În numeroase cazuri, în spațiile moarte se concentrează un anumit component al amestecului, ceea ce duce la o dispersie însemnată a conținutului acestui amestec în diferite loturi ale amestecului.

La golirea malaxorului, componenții prost amestecați cad deseori din spațiile moarte și, în consecință, în amestec pătrund loturile produsului cu un grad mai slab de amestecare și cu o altă componență decît partea principală a amestecului. Loturile menționate pot constitui cauza diferitelor feluri de rebuturi.

Cercetarea proprietăților tehnologice ale amestecului trebuie să fie completată cu cercetarea gradului de amestecare, deoarece astfel analiza procesului de amestecare poate să fie mult mai precisă.

5. Procesul de amestecare este influențat de o serie de factori, despre care a scris autorul în lucrarea sa [7]. În pofida aparențelor, durata amestecării nu este singurul factor care exercită influență asupra gradului de amestecare și nu este nici factorul principal.

În procesele de amestecare a corpurilor pulverulente, spre deosebire de amestecarea lichidelor, calitatea amestecului depinde în majoritatea cazurilor de dozare.

Îmbunătățirea gradului de amestecare a amestecului trebuie să înceapă cu îmbunătățirea dozării. După ce se epuizează toate posibilitățile de a îmbunătăți dozarea, abia atunci este rațional a prelungi durata amestecării, care este întotdeauna legată de creșterea consumului de energie electrică și de pericolul segregării componenților.

Analiza justă a procesului de amestecare permite examinarea modului de funcționare a malaxoarelor și construcția lor justă.

---

[1] — *Chudzikiewicz, R.* — În : Przemys chemiczny, nr. 7 1959, p, 419. [2] — *Chudzikiewicz, R.* În : Pomiary automatyka, kontrola, nr. 5, 1960, p. 185. [3] — *Chudzikiewicz, R.* In : Przeglad odlewnictwa, nr. 7—8, 1960, p. 212. [4] — *Chudzikiewicz, R.* In : Przemys chemiczny, nr. 1, 1961, p. 48. [5] — *Chudzikiewicz, R.* In : Przeglad odlewnictwa, nr. 5 1961, p. 141. [6] — *Chudzikiewicz, R.* In : Pomiary, automatyka, kontrola, nr. 6, 1961, p. 242. [7] — *Chudzikiewicz, R.* In : Giessereitechnik, nr. 9, 1961, p. 265. [8] — *Chudzikiewicz, R.* In : Cement, wapno, gips, nr. 708, 1962, p. 216. [9] — *Chudzikiewicz, R.* In : Cement, wapno, gips, nr. 9, 1962, p. 256. [10] — *Danckwerts, P. V.* In : Research, Londra, nr. 9, 1953, p. 355. [11] — *Herdan, G.* — Small particle statistics, Amsterdam, Elsevier Publishing Co., 1953. [12] — *Lacey, P. M. C.* In : J. Appl. ckem., nr. 4, 1954 p. 257. [13] — *Michaels, A. S.* și *Puzinauskas, V.* — Chem, eng. prog., nr. 12, 1954, p. 604. [14] — *Stange, K.* In : Chemie Ing. techn., nr. 3, 1954, p. 150. [15] — *Weidenbaum, S. S.* și *Bonilla, Ch. F.* In : Chem. eng. prog., nr. 1, 1955, p. 27.

CZ 620.193.4: 669.5

Cercetări asupra coroziunii termochimice a zincului

Ing. P. MARCU, chim. M. ŞERBAN şi ing. E. RĂDULESCU *

S-a constatat că, cu cît zincul este mai pur, cu atît dizolvarea sa în acizi este mai lentă.

În zinc, impuritățile care formează soluții solide nu favorizează coroziunea, în schimb, cele care se găsesc sub formă de particule distincte sau sub formă de compuși au o mare influență asupra coroziunii. Acest fapt se poate explica prin ipoteza că impuritățile incluse în zinc se comportă ca mici catozi ai unor pile în care zincul are rol de anod.

Se poate deci considera suprafața unei plăci introduse în acid ca un complex al unui mare număr de microelemente galvanice în stare de scurtcircuit, a cărui funcționare provoacă dizolvarea anodului de zinc și degajarea de hidrogen pe catozi.

Important este faptul că impuritățile influențează unele asupra altora, formînd cupluri electrochimice care măresc coroziunea metalului.

Datele din literatură arată că nu toate impuritățile au același efect asupra coroziunii zincului.

Practica a arătat că există zinc de mare puritate, avînd o viteză de coroziune ridicată. Aceasta demonstrează că, în afară de impurități, asupra coroziunii zincului are influență și structura metalului. Din studiul coroziunii metalelor în acizi diluați rezultă că mărimea grăunților este un factor important pentru viteza de coroziune. Dacă între cristale se produce o precipitare a impurităților și sînt create condițiile unei coroziuni intercristaline, aceasta crește, devenind cu atît mai intensă, cu cît grăunții sînt mai mari.

Obținerea unei structuri cristaline uniforme și compacte e condiționată de elaborarea corectă a zincului și de prelucrarea în anumite condiții a anozilor.

Este știut că formarea structurilor cristaline, în lingourile turnate, depinde de o serie de factori ca : proprietățile metalului, impuritățile existente, condițiile de turnare și de răcire ale lingourilor etc., care, de cele mai multe ori, acționează simultan.

În ce privește laminarea la cald a zincului, determinarea intervalului de temperatură și a reducerilor de secțiune constituie probleme importante. Tihonov [1] arată că schema reducerii secțiunii trebuie construită astfel încît valoarea sa să crească treptat începînd cu 10% la prima trecere, realizînd la penultima trecere o valoare maximă de 40% și, în final, o reducere a secțiunii cu 25—30%.

Starea suprafeței influențează, de asemenea, rezistența la coroziune. Astfel, o suprafață îngrijit finisată mărește rezistența la coroziune, deoarece pelicula protectoare este mai uniformă pe o astfel de suprafață. Este de la sine înțeles că, dacă agentul de atac este foarte activ și dacă coroziunea este rapidă, diferența de comportare a unei suprafețe fine și a uneia care prezintă defecte este mai puțin importantă, deoarece, după un timp mai mult sau mai puțin scurt, starea celor două suprafețe devine identică, ca urmare a coroziunii.

Anozii de zinc, fiind obținuți prin ambutisare adîncă, conțin tensiuni interne. Numeroase date experimentale arată că tensiunile interne contribuie la mărirea vitezei de coroziune. Acest fapt poate explica apariția cordonului periculos pe lungimea anodului de zinc, porțiune în care deformarea a fost puternică și în care coroziunea este mai activă.

Coroziunea zincului se determină prin coeficientul de activitate termochimică (Δt).

Prin activitate termochimică la coroziune s-a definit creșterea de temperatură în timp de zece minute, datorită căldurii degajate în timpul reacției dintre semifabricatul de zinc și o soluție diluată de acid clorhidric (0,5 *n*).

S-a stabilit că, pentru a se obține baterii de calitate superioară, este necesar un zinc cu Δt între 5°C și 12°C. Acest interval de temperatură a fost motivat prin faptul că, peste această limită maximă de 12°C, zincul este prea activ și prezintă pericol de autodescărcare a bateriei, iar sub limita admisă de 5°C, zincul este pasiv, deci nu poate furniza curentul necesar. Literatura arată însă că în momentul de față se tinde la întrebuințarea în industria de baterii a unui zinc pasiv ($\Delta t \leqslant 5°C$), aceasta îmbunătățind caracteristicile de funcționare a bateriilor și, în special, durata lor de depozitare.

Importanța purității zincului întrebuințat în industria de baterii este demonstrată prin faptul că în 1959, cînd se utiliza, pentru fabricarea anodului de zinc, zinc D_1 sau un amestec de zinc D_1 și zinc R_1 cu conținut mai mare în impurități, durata de depozitare a bateriilor nu ajungea, în cazul multor loturi, nici pînă la 3 luni.

O dată cu întrebuințarea zincului R_1 ca materie primă în fabricarea anozilor, majoritatea loturilor de baterii pot funcționa 180—220 min după 6 luni de depozitare. (Se menționează că în această perioadă s-a îmbunătățit și calitatea celorlalți componenți, în special a depolarizantului și a electrolitului.) În prezent, zincul R_1 livrat în vederea prelucrării este foarte pur (99,88% Zn).

---

* La lucrările efectuate în uzine au colaborat : ing. S. Rusu-uzina de laminate neferoase Laromet, ing. M. Barosu—ICET și ing. U. Păunel—ARMT.

În cursul prelucrării sale la uzină, zincul se impurifică. Sursa principală de impurificare este cuptorul în care se lucrează. Aceasta, deoarece în același cuptor se mai topește, în afară de zinc R_1, și zinc distilat D_1 și D_2 cu conținut mai mare de impurități, destinat altor utilizări.

Pentru a evita impurificarea zincului R_1 din cauza cuptorului, se procedează la turnarea sa în campanii de 10–30 zile.

Prezentînd comparativ compoziția chimică a unei șarje de zinc R_1 înainte și după turnarea sa, se constată impurificarea acesteia (tabela 1).

Impurificarea șarjelor de zinc R_1 în cuptorul uzinei în cursul unei campanii de turnare reiese din tabela 2. Variația conținutului în impurități în cursul campaniei de turnare a zincului este arătată în graficele din figurile 1 și 2. Din figura 1 se vede clar îmbogățirea în Pb a zincului R_1 (conținutul de Pb în general scade și începe să crească din nou în ultima perioadă a campaniei). La variația conținutului de cadmiu se constată același lucru; ultima șarjă este de 1,7 ori mai bogată în cadmiu decît prima (fig. 2).

În ce privește conținutul de fier în zinc (fig. 2) se constată că prima șarjă este impurificată față de zincul R_1, conținutul maxim (0,012%) de fier fiind în ultima șarjă din campanie. Același lucru se constată și în cazul

Tabela 1

Nr. crt.	Calitatea zincului	Impurități, %								
		Zn	Pb	Cu	Cd	Fe	Sn	As	Sb	Observ.
1	ZnR_1 conform STAS 646-60	99,99	0,005	0,001	0,003	0,002	0,001	urme	urme	
2	ZnR_1 livrat de Copșa Mică	99,987	0,003	0,001	0,002	0,006	0,0004	—	—	
3	ZnR_1 livrat de Copșa Mică după topirea și turnarea la uzina de laminate neferoase Laromet	99,79	0,19	0,002	0,003	0,012	0,0006	—	—	

Tabela 2

Nr. crt.	Sortul de zinc	Impurități, %					
		Zn	Pb	Cd	Fe	Cu	Sn
1	ZnR_1 — Copșa Mică	99,987	0,003	0,002	0,006	0,001	0,0002
2	Zn — șarja I, febr. 1962	99,81	0,17	0,011	0,0086	0,0026	0,0006
3	Zn — șarja III	99,87	0,11	0,006	0,0086	0,0017	0,0006
4	Zn — șarja VI	99,90	0,083	0,005	0,0086	0,002	0,0008
5	Zn — șarja VIII	99,899	0,082	0,0076	0,01	0,0014	0,0007
6	Zn — șarja X	99,896	0,084	0,0095	0,009	0,0023	0,0008
7	Zn — șarja XIII	99,90	0,077	0,008	0,0097	0,002	0,0011
8	Zn — șarja XVI	99,93	0,05	0,004	0,0097	0,002	0,0007
9	Zn — șarja XIX	99,936	0,044	0,0064	0,01	0,002	0,0008
10	Zn — șarja XX	99,925	0,049	0,010	0,005	0,010	0,0006
11	ultima șarjă	99,91	0,05	0,014	0,012	0,010	0,0010

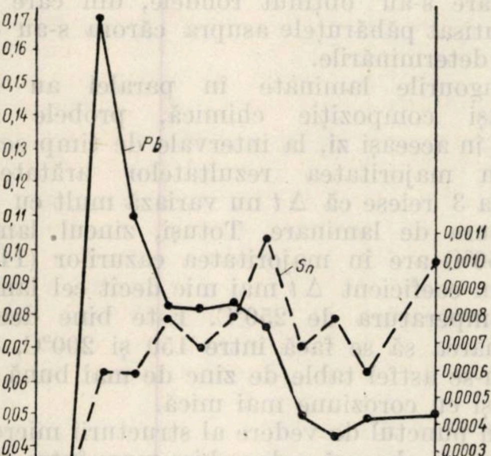


Fig. 1.

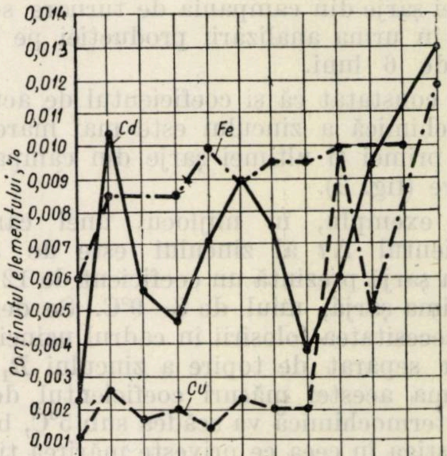


Fig. 2.

cuprului la care ultimele şarje sînt de aproximativ patru ori mai bogate în acest element decît prima şarjă (fig. 2) şi al staniului la care conţinutul ultimei şarje este de 1,6 ori mai mare decît cel al primei şarje (fig. 1).

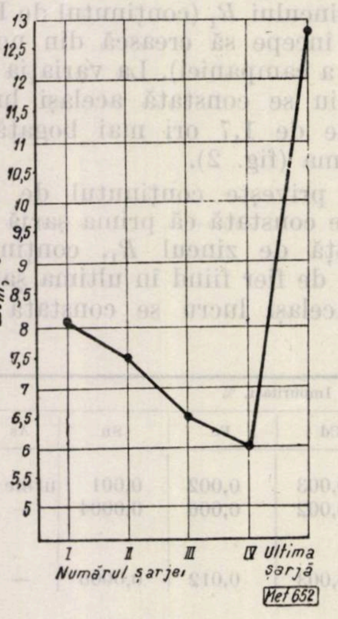


Fig. 3.

Impurificarea primei şarje din campanie se poate explica printr-o curăţare incompletă a cuptorului. Impurităţile rămase de la zincul D_1 impurifică zincul R_1. Faptul că şi ultimele şarje sînt mai impure decît cele din mijlocul campaniei se poate explica prin aceea că ultima cantitate de metal din cuptor se îmbogăţeşte în elemente străine care se depun pe fund sub formă de oxizi din zgură, compuşi de fier, silicaţi etc. Impurificările mai provin şi din cauza cantităţii mari de deşeuri recirculate (circa 50%). Îmbogăţirea în impurităţi a primei şi a ultimei şarje din campania de turnare s-a constatat în urma analizării producţiei pe o perioadă de 6 luni.

S-a constatat că şi coeficientul de activitate termochimică a zincului este mai mare ca în cazul primei şi ultimei şarje din campania de turnare (fig. 3).

De exemplu, în mijlocul unei campanii, coeficientul Δ*t* al zincului este de 5—6°C, ultima şarjă prezintă un coeficient de 12—13°C, iar prima şarjă, unul de 8—9°C. Se desprinde deci necesitatea folosirii în cadrul uzinei a unui cuptor separat de topire a zincului R_1. Dacă în urma acestei măsuri coeficientul de coroziune termochimică va scădea sub 5°C, bateriile vor cîştiga în ceea ce priveşte mărirea timpului lor de depozitare.

Lingourile de zinc turnate la uzină prezintă o mare neregularitate cristalină pe diversele feţe (fig. 4, *a* şi *b*).

Printr-o răcire bruscă a lingourilor se obţine o structură cristalină mai uniformă pe ambele feţe. Diferenţa în ce priveşte coeficientul de coroziune termochimică, în acest caz, nu este mare (2—3°C) însă este foarte constantă.

Temperatura de turnare a zincului trebuie menţinută între 440 şi 460°C. Dacă zincul se toarnă la o temperatură prea ridicată se obţine

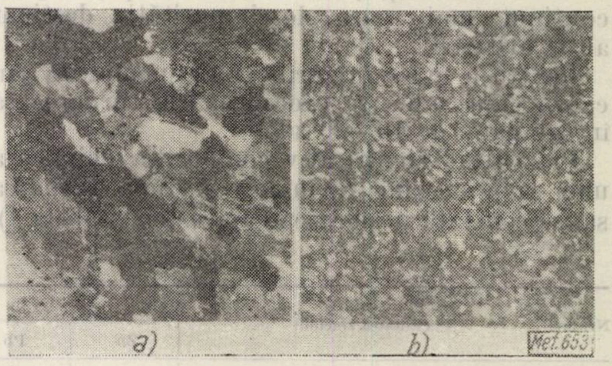


Fig. 4.

o cristalizare neregulată a lingourilor. Aceasta măreşte coeficientul de coroziune al tablei, respectiv al anodului ambutisat. Turnînd o şarjă de zinc R_1 neimpurificat, la temperatura de 560°C şi răcind-o lent, s-a obţinut un coeficient de coroziune cu 20°C mai mare decît în cazul turnării aceleiaşi şarje de zinc în condiţii corecte.

Laminarea lingourilor se făcea în mod obişnuit din caldul de la turnare, la o temperatură între 150 şi 230°C. Pentru a determina influenţa temperaturii de laminare asupra coeficientului de coroziune termochimică a zincului s-au făcut o serie de determinări ale coeficientului Δ*t* asupra unor table cu aceeaşi compoziţie chimică, laminate însă la temperaturi diferite. S-au laminat table la 150 şi 250°C, prin a căror ştanţare s-au obţinut rondele, din care s-au ambutisat păhăruţele asupra cărora s-au efectuat determinările.

Lingourile laminate în paralel au avut aceeaşi compoziţie chimică, probele fiind luate în aceeaşi zi, la intervale de timp scurte.

Din majoritatea rezultatelor arătate în tabela 3 reiese că Δ*t* nu variază mult cu temperatura de laminare. Totuşi, zincul laminat la 150°C are în majoritatea cazurilor (14 din 18) un coeficient Δ*t* mai mic decît cel laminat la temperatura de 250°C. Este bine deci ca laminarea să se facă între 150 şi 200°C, obţinîndu-se astfel table de zinc de mai bună calitate şi cu coroziune mai mică.

Din punctul de vedere al structurii microscopice nu se observă o deosebire mare între zincul laminat la 150°C şi cel laminat la 250°C, dacă compoziţia chimică este aceeaşi.

Studiindu-se uniformitatea tablelor de zinc din punctul de vedere al coroziunii lor, s-a

Tabela 3

Nr. crt.	Calitatea zincului	Δt mediu al Zn laminat la 250°C	Δt mediu al Zn laminat la 150°C	Diferența Δt_m 250 °C $- \Delta t_m$ 150°C.
1	ZnR_1 retopit	13,38	12,20	+1,18
2	ZnR_1 retopit	7,03	6,77	+0,26
3	ZnR_1 retopit	6,25	6,59	−0,34
4	ZnR_1 retopit	6,56	5,92	+0,64
5	ZnR_1 retopit	8,30	8,20	+0,10
6	ZnR_1 retopit	9,20	9,20	0,00
7	ZnR_1 retopit	8,66	7,66	+1,00
8	ZnR_1 retopit	4,65	4,37	+0,28
9	ZnR_1 retopit	6,95	6,67	+0,28
10	ZnR_1 neimpurificat	7,15	3,88	+3,27
11	ZnR_1 + 0,88 % Pb	3,665	2,03	+1,635
12	ZnR_1 + 0,01 % Cd	5,865	3,43	+2,245
13	ZnR_1 + 0,05 % Cd	3,71	2,45	+1,26
14	ZnR_1 + 0,1 %Cd	3,71	2,80	+0,91
15	ZnR_1 + 0,005 %Cu	14,05	9,70	+4,35
16	ZnR_1 + 0,01 %Cu	11,00	10,00	+1,00
17	ZnR_1 + 0,05 % Fe	23,85	26,00	−2,15
18	ZnR_1 + 0,007 %Sn	12,45	12,45	0,00

observat că tablele laminate la 150°C sînt mai omogene decît cele laminate la 250°C. În toate cele zece cazuri studiate, diferența dintre coeficienții de activitate termochimică pe diferite direcții ale tablelor este mai mică pentru temperatura de laminare de 150°C. Deci și din acest punct de vedere se recomandă o temperatură de laminare între 150°C și 200°C.

Rondelele de zinc constituie semifabricatul din care prin ambutisare se obțin anozii de zinc. Este bine ca înainte de ambutisare rondelele să fie supuse unui tratament termic la 70°C, acesta uniformizînd proprietățile pe lungimea întregului anod și desființînd zona cordonului periculos în care coroziunea este mai puternică.

S-a constatat că totdeauna zincul cu coeficient de coroziune mic are o structură cristalină uniformă (fig. 5, *a*) iar cel cu coeficient de coroziune mare prezintă o neuniformitate pronunțată a cristalelor atît sub formă de rondele, cît și ca anozi ambutisați (fig. 5, *b*).

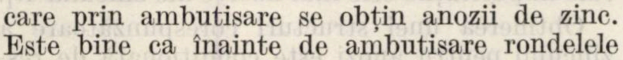


Fig. 5.

Efectuîndu-se cîteva încercări de coroziune a zincului în HCl, s-a observat o diferență de circa 1—1,5°C între două păhăruțe de compoziție chimică identică, dar cu starea suprafeței deosebită.

Pentru a vedea influența fiecărei impurități asupra coeficientului de coroziune al zincului s-au introdus în metalul de bază, în mod voit peste limita admisă, anumite cantități de Pb Cd, Cu, Fe și Sn.

Aceste elemente s-au adăugat unui zinc R_1 cu următoarea compoziție chimică: Pb-0,0027 %, Cd-0,004 %, Cu-0,0015 %, Fe-0,003 %, Sn-0,0015 % și cu Δt mediu-3,6°C.

Șarjele de circa 100 kg fiecare s-au elaborat în creuzete de grafit în cuptor cu flacără directă.

Făcîndu-se comparație între diagrama de echilibru Zn-Pb și comportarea la coroziune a acestui aliaj, s-a constatat că formațiile din apropierea eutecticului (Zn cu 0,9 %Pb) au rezistența cea mai mare la coroziune. Adăugîndu-se unui zinc R_1 acest conținut de plumb, a rezultat un aliaj plastic cu Δt-1,8°C, aceasta fiind cea mai scăzută valoare a coeficientului Δt obținută în cursul întocmirii studiului de față.

În privința acțiunii cadmiului asupra coroziunii zincului, literatura de specialitate prezintă date contradictorii. Deoarece în șirul electrochimic cadmiul se găsește foarte aproape de zinc, în funcție de puritatea și de structura zincului, el creează un efect cînd de grăbire cînd de frînare a coroziunii, iar în anumite condiții acesta nu influențează coroziunea.

Pentru a studia practic influența cadmiului asupra coeficientului de coroziune termochimică a zincului, s-au turnat șarje de zinc R_1 cu adaosuri de 0,01 0,05, și 0,1 % Cd. Cadmiul s-a introdus în zinc sub forma unui prealiaj Zn-Cd cu conținut de 2,36 % Cd.

Cu toate că tablele și rondelele de zinc au prezentat defecte de suprafață, anozii ambutisați din toate cele trei calități de rondele nu au avut practic o variație vizibilă a coeficientului de coroziune, acesta menținîndu-se între 3,6 și 2,6°C.

Pentru studiul practic al influenței cuprului, s-au turnat șarje de zinc cu un conținut de cupru de 0,005, 0,01 și 0,10 %. Cuprul s-a introdus în zinc sub formă de prealiaj Zn-Cu cu conținut de 3,36 % Cu. S-a constatat că la un conținut de 0,004 % Cu, coeficientul Δt crește de la 3,6 la 15°C. Pentru un conținut de 0,008 % Cu, Δt este de 18°C, iar pentru 0,1 % Cu, Δt crește la 19°C. Se vede deci clar că acest element dăunează calităților zincului necesar fabricării anozilor.

Creșterea vitezei de coroziune a zincului cu conținut de cupru, ca impuritate, se explică prin numeroasele pile care se formează între cele două metale ($E_{Cu} = + 0,34$ V și $E_{Zn} = - 0,76$ V).

Întrucît solubilitatea cuprului în soluția solidă pe bază de zinc scade mult cu temperatura, ținînd seamă de rezultatele experimentale obținute, se presupune că la intervalul de temperatură de încercare 20–50°C cuprul este separat din soluția solidă sub formă de cristale care constituie punctele cu potențial pozitiv ale pilelor galvanice formate.

Studiul influenței fierului asupra coeficientului de coroziune Δt s-a făcut prin turnarea a trei șarje cu un conținut de 0,03, 0,05 și 0,1% Fe.

Șarjele s-au elaborat folosind zinc R_1 lingouri, iar fierul a fost introdus ca prealiaj Zn-Fe, cu conținut 1,21% Fe.

Coeficientul Δt crește pentru un conținut de 0,036% Fe de la 3,6 la 29°C. Aceasta arată că fierul este impuritatea cu cea mai mare influență negativă asupra coroziunii zincului.

Efectul puternic nociv al fierului în zinc se datorește microelementelor formate, în care faza θ (cristalizată în rețeaua hexagonală) constituie catodul, iar faza η (zinc cu 0,003% Fe), anodul.

Pentru a studia influența staniului asupra lui Δt s-au turnat două șarje de zinc cu conținut de staniu de 0,007 și 0,01%. Staniul a fost introdus în zinc sub formă de prealiaj Zn-Sn cu 3,8% Sn. Anozii ambutisați din rondelele obținute au prezentat defecte din cauza lipsei de plasticitate a zincului. Pentru un conținut de 0,007% Sn, Δt a crescut de la 3,6 la 13°C.

Mărirea vitezei de coroziune a zincului impurificat cu staniu se poate interpreta, de asemenea, prin diferența de potențial dintre cele două elemente ($E_{Sn} = +0,158$ V $- 0,10$ V și $E_{Zn} = -0,76$ V).

Concluzii. Din analiza datelor statistice de la uzine, din cercetarea mostrelor luate pe operații din fluxul de fabricație a tablei și a anozilor de zinc, precum și din experimentările efectuate, rezultă că pentru fabricarea anozilor este justificată folosirea zincului R_1.

Impurificarea la uzină în timpul topirii cu Pb, Cu, Cd, Fe, Sn, se datorește folosirii unui cuptor neadecvat, și recirculării unei cantități prea mari de deșeuri. Conținutul de impurități la zincul R_1 atinge valori maxime la începutul și la sfîrșitul campaniilor de turnare.

Este necesar să se respecte temperatura de topire în limitele 460–480°C, a temperaturii de turnare a zincului în lingouri la circa 440°C, precum și dirijarea solidificării lingoului, cu viteză mare de răcire.

Respectarea temperaturilor de lucru și laminarea în limitele 150–200°C, cu reduceri inițiale de circa 10%, au dus la obținerea de table cu cristale fine și uniforme, din care s-au obținut anozi cu comportare superioară la coroziune.

Calitatea tablelor de zinc se verifică prin controlul coeficientului de coroziune făcut anozilor.

Dat fiind numărul mare de factori care au influență asupra coroziunii termochimice, propunerile de îmbunătățire au fost orientate, în această etapă a cercetărilor, asupra purității zincului și asupra structurii sale. S-a dovedit că un conținut de 0,9% Pb în zinc R_1 mărește rezistența la coroziune a zincului.

De asemenea, este necesară evitarea în totalitate a impurificării cu Fe, Cu, Sn, care constituie impuritățile cele mai nocive ale zincului R_1.

Obținerea unei structuri corespunzătoare a zincului pentru anozi este condiționată de respectarea parametrilor din schema tehnologică întocmită, descrisă mai sus.

---

[1] Tihonov, B. S. In : Țvetnîe metallî, nr. 12, 1959, p. 61–67.

CZ 621.74.045: 621.73.034.4

Unele probleme privind matrițarea semifabricatelor turnate

Ing. ION DRĂGAN
Institutul politehnic – Cluj

Datorită succeselor importante obținute în turnătorii în ceea ce privește îmbunătățirea calității suprafeței pieselor turnate și ridicarea preciziei lor, prin aplicarea pe scară tot mai largă a turnării de precizie s-a ajuns ca multe piese care înainte se confecționau prin matrițare să se confecționeze acum prin turnare, mai ales acele piese care, prin matrițare, întîmpinau anumite greutăți la obținerea lor și rezultau pierderi mari de material prin bavură. Obținerea unor astfel de piese prin turnare, în locul matrițării, este indicată din punct de vedere economic, deoarece prețul de cost al pieselor turnate este, în general, mai mic decît al acelorași piese obținute prin matrițare. Trecerea multor piese de la matrițare la turnare este oprită, în unele cazuri, de condițiile de rezistență, caracteristicile mecanice — după cum se știe — fiind mai bune la piesele matrițate decît la piesele turnate din același metal sau aliaj.

La matrițarea multor piese mai complicate se ridică probleme dificile cu privire la pregătirea semifabricatelor înainte de a fi introduse în cavitatea finală de matrițare.

Pe de o parte, de gradul de pregătire a semifabricatului este strîns legată posibilitatea obținerii în bune condiții a piesei în cavitatea finală de matrițare, iar pe de altă parte, pierderile de material prin bavură. Pierderile de material prin bavură sînt destul de mari însă la piesele la care trecerile de la o secțiune la alta sînt bruște sau la piesele în formă de inel sau de cadru (cu goluri mari la interior) la care apar timpane de dimensiuni mari.

Multe piese se pot obține rațional dacă se toarnă sub formă de semifabricat și se matrițează apoi direct într-o cavitate finală de matrițare. Este evident că prețul de cost al acestor piese va fi mai mic decît în cazul în care ele s-ar obține numai prin matrițare; caracteristicile mecanice vor fi mai bune, deci siguranța în funcționare va fi mai mare decît în cazul în care aceste piese s-ar obține numai prin turnare.

Procedeul de matrițare a semifabricatelor turnate tinde să se extindă tot mai mult în tehnologia prelucrării metalelor. Extinderea acestui procedeu impune însă să se cunoască mai bine cu cît se îmbunătățesc caracteristicile mecanice ale pieselor turnate și matrițate față de caracteristicile mecanice ale semifabricatului turnat și care trebuie să fie forma semifabricatului turnat pentru ca, în urma matrițării lui, să se obțină cele mai bune caracteristici mecanice.

În momentul de față se cunosc suficiente date [1], [2] cu privire la variația caracteristicilor mecanice ale semifabricatelor forjate în funcție de gradul de forjare exprimat prin relația:

$$y = \frac{A_{init}}{A_{fin}},$$

în care:

y este gradul de forjare;

A_{init} — secțiunea inițială a semifabricatului;

A_{fin} — secțiunea finală a semifabricatului.

Variația caracteristicilor mecanice în funcție de gradul de forjare, pentru un oțel crom-nichel-wolfram, este arătată în figura 1 [1]. Din figura 1 reiese că, o dată cu creșterea gradului de forjare, caracteristicile mecanice cresc (mai puțin rezistența la rupere), în direcția alungirii (liniile pline din figura 1) iar în direcție perpendiculară pe direcția alungirii scad (liniile punctate din fig. 1). Variația caracteristicilor mecanice este aproape neglijabilă pînă la un grad de forjare $y \approx 1{,}5$; abia de la această mărime în sus variația acestora apare mai pronunțată. Dacă prin întindere obișnuită se pot realiza grade de forjare oricît de mari ($y > 1{,}5$), nu același lucru se poate obține la matrițare. La matrițare, secțiunea transversală inițială a semifabricatului este apropiată de cea a piesei matrițate, deci gradul de forjare are o mărime mică ($y \to 1$), fapt pentru care, dacă s-ar ține seamă de cele de mai sus, caracteristicile mecanice ale semifabricatului matrițat (provenit dintr-un semifabricat turnat) ar rezulta că sînt foarte apropiate de cele ale semifabricatului turnat.

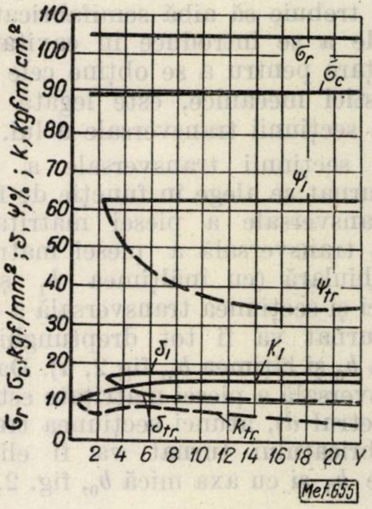


Fig. 1.

Din punct de vedere teoretic nu se poate trece însă direct la concluzia de mai sus. Trebuie avut în vedere faptul că încercările pentru trasarea diferitelor diagrame referitoare la influența gradului de forjare asupra caracteristicilor mecanice ale semifabricatelor forjate (de tipul celor arătate în fig. 1) s-au făcut pornindu-se de la lingou [1]. Este evident însă că lingoul, fiind mai simplu ca formă și de dimensiuni mai mari, va rezulta mai compact decît o piesă turnată, de o formă mai complicată, în care pot să apară ușor porozități într-o porțiune oarecare a ei. Este necesar să se facă o diferență între caracteristicile mecanice ale unei epruvete luate dintr-o porțiune compactă (sănătoasă) a unui lingou și caracteristicile mecanice ale unei piese turnate luate în ansamblu. Trebuie avut în vedere și următorul fapt: condițiile în care are loc întinderea obișnuită (forjarea liberă) sînt diferite de condițiile în care are loc matrițarea într-o cavitate finală a matriței. La matrițare este prezentă o stare de tensiune de compresiune pe toate laturile semifabricatului, aceasta fiind mult mai favorabilă (din punctul de vedere al comportării materialului la deformări plastice) decît la forjarea liberă prin întindere. Afară de aceasta, mărimea absolută a eforturilor de compresiune este mult mai mare la matrițare decît la forjarea liberă prin întindere, fapt pentru care la matrițare se asigură o îndesare pronunțată a materialului turnat și cînd mărimea gradului de forjare este aproape de unitate. Desigur, toate acestea duc la o schimbare a caracteristicilor mecanice ale semifabricatelor turnate și matrițate, chiar dacă în timpul matrițării variația gradului de forjare este mică. Se pune însă întrebarea : cu cît cresc aceste caracteristici mecanice?

Cea de-a doua întrebare care se pune, adică ce formă trebuie să aibă semifabricatul turnat înainte de a se introduce în cavitatea finală de matrițare pentru a se obține cele mai bune caracteristici mecanice, este legată mai mult de forma secțiunii transversale a lui.

Forma secțiunii transversale a semifabricatului turnat se alege în funcție de forma secțiunii transversale a piesei matrițate. Dacă secțiunea transversală a piesei matrițate este dreptunghiulară (cu înălțimea h_1 și lățimea b_1), atunci și secțiunea transversală a semifabricatului turnat va fi tot dreptunghiulară (cu înălțimea h_0 și lățimea b_0, fig 2, *a*). Dacă secțiunea transversală a piesei matrițate este rotundă (cu diametrul *d*), atunci secțiunea transversală a semifabricatului turnat va fi eliptică (cu axa mare h_0 și cu axa mică b_0, fig. 2, *b*).

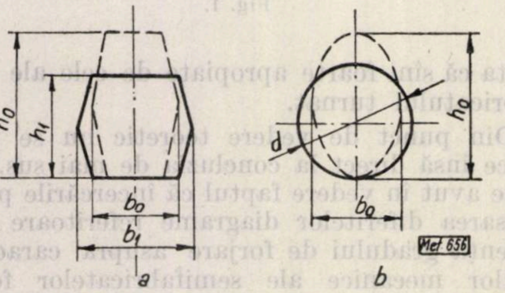


Fig. 2.

Secțiunea transversală a semifabricatului turnat trebuie să fie cu ceva mai mare decît secțiunea finală a piesei matrițate, aceasta fiind dată de relația :

$$A_s = A_f + \Delta A + A_{bav},$$

în care :

A_s este secțiunea semifabricatului turnat;

A_f — secțiunea finală a piesei matrițate;

ΔA — micșorarea secțiunii datorită îndesării materialului în timpul matrițării [în condițiile în care lungimea semifabricatului nu se modifică în timpul matrițării, pe baza experiențelor făcute, a rezultat că $\Delta A \approx \approx (0{,}08-0{,}10)\ A_f$];

A_{bav} — secțiunea bavurii (cînd matrițarea se face cu bavură).

Considerînd că lungimea semifabricatului rămîne constantă în timpul matrițării ($\Delta l = 0$), înălțimea și lățimea lui inițială, pentru a se putea matrița în bune condiții (semifabricatul turnat să poată fi ușor introdus în cavitatea finală de matrițare, să aibă o stabilitate bună și să nu apară flambajul în timpul matrițării), trebuie să fie alese în așa fel încît să fie satisfăcute condițiile :

$b_0 \leqslant b_1$ și $h_1 < h_0 < 2{,}5\ b_0$ — pentru secțiuni dreptunghiulare;

$b_0 \leqslant d$ și $d < h_0 < 2{,}2\ b_0$ — pentru secțiuni eliptice.

Dacă raportul $\frac{h_0}{h_1}$ este mare (deci b_0 mult mai mic decît b_1) atunci semifabricatul turnat va suferi la matrițare o deformare mare, în condițiile unei refulări libere (pînă cînd semifabricatul va atinge pereții laterali ai matriței), iar dacă acest raport este mic ($b_0 \rightarrow b_1$), atunci deformarea va fi mai mică și aceasta se va efectua aproape de la început în condițiile unei stări de tensiune de compresiune pe toate laturile. Se pune întrebarea : cînd se obțin caracteristici mecanice mai bune, atunci cînd raportul $\frac{h_0}{h_1}$ este mare sau cînd acesta se apropie de unitate?

Înainte de a se da un răspuns la această întrebare trebuie să se aibă în vedere următoarele aspecte :

1. Dacă semifabricatul turnat primește o deformare pronunțată în cavitatea finală de matrițare, atunci structura de turnare se va modifica mai mult și piesa matrițată va rezulta cu o structură mai omogenă. Din acest punct de vedere rezultă deci că ar fi indicat ca raportul $\frac{h_0}{h_1}$ să fie mare.

2. Se știe că plasticitatea materialelor în stare turnată este mai mică decît plasticitatea aceluiași material care a suferit anterior o deformare plastică. Deci, dacă semifabricatele turnate se supun unor deformații mari $\left(\text{raportul } \frac{h_0}{h_1} \text{ este mare}\right)$, în condițiile unei deformări prin refulare liberă pot să apară ușor fisuri. Dacă semifabricatele turnate se supun unor deformații mai mici și în condițiile unei stări de tensiune de compresiune pe toate laturile ($b_0 \approx b_1$), atunci materialul se comportă mai bine la deformare și se înlătură posibilitatea formării fisurilor (chiar dacă în timpul deformării apar unele microfisuri, acestea se înlătură în mare parte, prin regenerarea structurii, la aceste condiții de deformare). Din acest punct de vedere reiese deci că ar fi indicat ca $b_0 \approx b_1$, respectiv raportul $\frac{h_0}{h_1}$ să fie mic.

3. Semifabricatele turnate prezintă porozități interioare și incluziuni nemetalice; la acestea se urmărește să se reducă la minimum secțiunea lor transversală, prin deformarea plastică, deoarece prin aceasta se mărește secțiunea sănătoasă a piesei, deci cresc și caracteristicile mecanice ale ei.

Dacă se urmărește modul cum se deformează în timpul matrițării porozitățile sau incluziunile nemetalice, reiese că atunci cînd deformarea se face de la început în condițiile unei stări de tensiune de compresiune, deci cînd

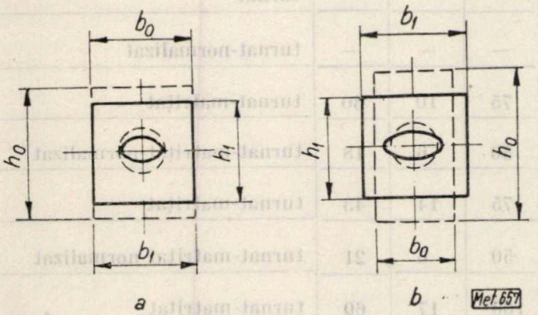


Fig. 3.

$b_0 \approx b_1$, înălțimea lor se micșorează fără a se mări lățimea (fig. 3, a). Dacă deformarea începe în condițiile unei refulări libere, deci cînd b_0 este mult mai mic decît b_1, atunci lățimea porozităților sau a incluziunilor nemetalice se mărește față de valoarea inițială și secțiunea lor transversală va rezulta mai mare decît în primul caz (fig. 3, b). Reiese deci că și din acest punct de vedere este bine ca $b_0 \approx b_1$, respectiv raportul $\frac{h_0}{h_1}$ să fie mic.

Pentru a scoate în evidență influența raportului $\frac{h_0}{h_1}$ asupra structurii și caracteristicilor mecanice ale pieselor matrițate din semifabricate turnate s-au confecționat semifabricate prin turnare, cu secțiunea transversală dreptunghiulară constantă, însă cu raporturi diferite $\frac{h_0}{b_0}$ care au fost deformate prin matrițare cu bavură pînă la aceleași dimensiuni finale. Semifabricatele au fost turnate din două calități de oțel : unul cu plasticitate foarte redusă (avînd un conținut mare de fosfor) și altul cu o plasticitate mai ridicată (cu un conținut mai redus de fosfor). Compoziția chimică a acestor oțeluri este dată în tabela 1. Temperatura la începutul matrițării a fost de 1 100°C și aceea de la sfîrșitul matrițării, în jurul a 900°C.

Tabela 1

Calitatea oțelului	Conținut, %				
	C	Si	Mn	S	P
Oțel 1	0,23	0,29	0,17	0,019	0,12
Oțel 2	0,47	0,18	0,49	0,016	0,041

Pentru a se putea face o comparație cît mai justă între structurile și caracteristicile mecanice ale semifabricatelor turnate și ale celor matrițate, unele dintre acestea au fost supuse normalizării, aceasta cu scopul înlăturării influenței unilaterale a încălzirii asupra semifabricatelor supuse matrițării. Tot în acest scop, unele semifabricate turnate (numai dintr-o calitate de oțel) au fost supuse unei forjări libere, asigurîndu-se un grad de forjare $y = 2$.

Dintre toate felurile de semifabricate (turnate, turnate-normalizate, turnate-matrițate, turnate-matrițate-normalizate, turnate-forjate liber, turnate-forjate liber-normalizate) au fost confecționate epruvete de tracțiune și de reziliență. Epruvetele de reziliență au fost supuse ruperii atît în direcția matrițării, cît și în direcție perpendiculară pe aceasta. Rezultatele încercărilor la tracțiune sînt date în tabela 2, iar ale celor de reziliență, în tabela 3.

Cu valorile prezentate în tabelele 2 și 3 s-au construit graficele de variație a rezistenței la rupere σ_r, a limitei de curgere σ_c, a alungirii relative δ și a rezilienței k, în funcție de raportul $\frac{h_0}{h_1}$, aceste grafice fiind arătate în figura 4 (pentru oțelul 1) și în figura 5 (pentru oțelul 2). (Figurile 4 și 5 : *a* — pentru epruvete nenormalizate ; *b* — pentru epruvete normalizate ; liniile întrerupte, pentru epruvete turnate ; liniile pline, pentru epruvete matrițate ; liniile întrerupte cu puncte, pentru epruvete forjate liber).

Structurile epruvetelor rupte prin reziliență sînt arătate în figura 6 (*a* — probă turnată ; *b* — turnată-normalizată ; *c* — turnată-matrițată, cu $\frac{h_0}{h_1} \approx 1{,}8$; *d* — turnată-matrițată-normalizată, cu $\frac{h_0}{h_1} \approx 1{,}8$; *e* — turnată-matrițată, cu $\frac{h_0}{h_1} \approx 1{,}4$; *f* — turnată-matrițată-normalizată, cu $\frac{h_0}{h_1} \approx 1{,}4$; *g* — turnată-matrițată, cu $\frac{h_0}{h_1} \approx 1{,}1$; *h* — turnată-matrițată normalizată, cu $\frac{h_0}{h_1} \approx 1{,}1$).

Cele arătate pînă acum sînt valabile pentru acele cazuri în care lungimea semifabricatului, în timpul matrițării, nu se modifică. Sînt însă cazuri cînd piesa matrițată are o astfel de formă, încît ar permite o deformare a semifabricatului și în lungime. Ținînd seamă de prezența porozităților și a incluziunilor nemetalice, este evident că alungirea semifabricatului în timpul matrițării ar fi indicată. Cu cît alungirea ar fi mai pronunțată, cu atît mai mici vor rezulta secțiunile transversale ale porozităților și ale incluziunilor nemetalice, deci cu atît mai ridicate vor trebui să fie și caracteristicile mecanice ale piesei în direcția alungirii.

Tabela 2

Calitatea oțelului	Grupa	h_0, mm	b_0, mm	h_1, mm	b_1, mm	δ, %	σ_c, $\frac{kgf}{mm^2}$	σ_r, $\frac{kgf}{mm^2}$	$\Delta\delta$, %	$\Delta\sigma_c$, $\frac{kgf}{mm^2}$	$\Delta\sigma_r$, $\frac{kgf}{mm^2}$	$\frac{\Delta\delta}{\delta}100$, %	$\frac{\Delta\sigma_c}{\sigma_c}100$, %	$\frac{\Delta\sigma_r}{\sigma_r}100$, %	Observații
Oțel 1	1	24	17	—	—	2	28	30	0	0	0	—	—	—	turnat
	2	24	17	—	—	3	29	33	0	0	0	—	—	—	turnat-normalizat
	3	27	15	19	19	3,5	31	39	1,5	3	9	75	10	30	turnat-matrițat
	4	27	15	19	19	4,5	31	38	1,5	2	5	50	6	18	turnat-matrițat-normalizat
	5	24	17	19	19	3,5	32	43	1,5	4	13	75	14	43	turnat-matrițat
	6	24	17	19	19	4,5	31	40	1,5	2	7	50	6	21	turnat-matrițat-normalizat
	7	21	19	19	19	4	33	48	2	5	18	100	17	60	turnat-matrițat
	8	21	19	19	19	4,5	32	46	1,5	3	13	50	10	39	turnat-matrițat-normalizat
	9	21	19	∅	16	5,5	32	46	3,5	4	16	175	14	53	turnat-forjat liber y=2
	10	21	19	∅	16	6,5	31	44	3,5	2	11	118	6	33	turnat-forjat liber normalizat y=2
Oțel 2	1	24	17	—	—	8	31	40	0	0	0	—	—	—	turnat
	2	24	17	—	—	9	32	41	0	0	0	—	—	—	turnat-normalizat
	3	27	15	19	19	14	39	56	6	8	16	75	26	40	turnat-matrițat
	4	27	15	19	19	16	37	50	7	5	9	78	16	22	turnat-matrițat-normalizat
	5	24	17	19	19	12	40	58	4	9	18	50	29	45	turnat-matrițat
	6	24	17	19	19	14	38	54	5	6	13	55	19	31	turnat-matrițat-normalizat
	7	21	19	19	19	12	41	60	4	10	20	50	32	50	turnat-matrițat
	8	21	19	19	19	15	39	55	6	7	14	66	22	35	turnat-matrițat-normalizat

1) Nu la toate epruvetele a apărut limita de curgere bine conturată, astfel că în acele cazuri s-a luat limita de proporționalitate.

2) Mărimile $\Delta\delta$, $\Delta\sigma_c$ și $\Delta\sigma_r$ s-au luat la epruvetele turnate – matrițate față de epruvetele turnate și la epruvetele turnate – matrițate – normalizate față de epruvetele turnate – normalizate.

3) Pentru fiecare grupă s-au încercat cîte trei epruvete. Mărimile din tabelă sînt cele medii.

Se știe că, din cauza frecărilor de pe suprafața de contact a semifabricatului cu matrița (pe baza legii rezistenței minime), materialul se va deplasa pe normala cea mai scurtă față de contur (fig. 7), deci alungirea efectivă se va produce numai la capătul semifabricatului, iar spre mijloc materialul va curge mai pronunțat în bavură. Cantitatea de material care va curge în bavură (la un semifabricat de dimensiuni constante) va fi cu atît mai mare, cu cît

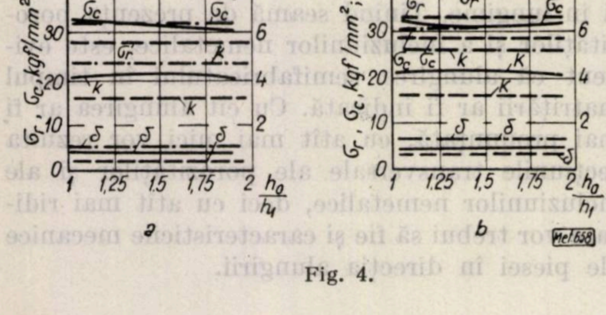


Fig. 4.

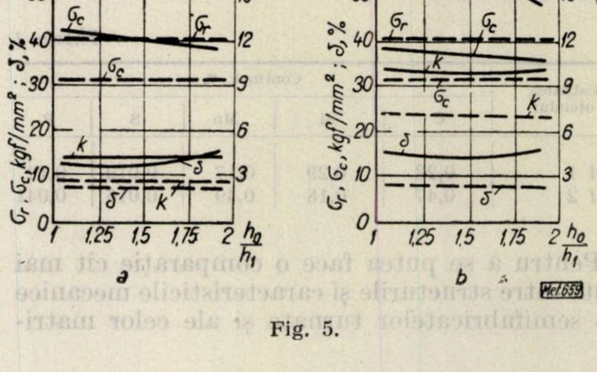


Fig. 5.

Tabela 3

Calitatea oţelului	Grupa	h_0, mm	b_0, mm	h_1, mm	b_1, mm	K, kgfm/cm² în direcţia matriţei	K, kgfm/cm² perpendicular pe direcţia matriţei	K_{med}, $\frac{\text{kgfm}}{\text{cm}^2}$	ΔK, $\frac{\text{kgfm}}{\text{cm}^2}$	$\frac{\Delta K}{K_{med}}100$ %	Observaţii
Oţel 1	1	24	17	—	—	2,7		2,70	0	—	turnat
	2	24	17	—	—	3,2		3,20	0	—	turnat-normalizat
	3	27	15	19	19	4,4	4	4,20	1,50	55	turnat-matriţat
	4	27	15	19	19	4,1	4,7	4,40	1,50	46	turnat-matriţat-normalizat
	5	24	17	19	19	4,4	4,1	4,25	1,45	53	turnat-matriţat
	6	24	17	19	19	5	4,2	4,60	1,40	44	turnat-matriţat-normalizat
	7	21	19	19	19	4,2	3,9	4,05	1,30	48	turnat-matriţat
	8	21	19	19	19	4,6	4,2	4,30	1,10	34	turnat-matriţat-normalizat
	9	21	19	$\varnothing$ 16		4,7		4,70	2,00	74	turnat-forjat liber y = 2
	10	21	19	$\varnothing$ 16		5,4		5,40	2,20	68	turnat-forjat liber-normalizat y=2
Oţel 2	1	24	17	—	—	2,8		2,8	0	—	turnat
	2	24	17	—	—	7,3		7,3	0	—	turnat-normalizat
	3	27	15	19	19	4,4	4	4,20	1,40	50	turnat-matriţat
	4	27	15	19	19	10,6	9,7	10,15	2,75	37	turnat-matriţat-normalizat
	5	24	17	19	19	4,7	3,5	4,10	1,30	46	turnat-matriţat
	6	24	17	19	19	9,8	8,8	9,30	2,00	27	turnat-matriţat-normalizat
	7	21	19	19	19	4,3	3,9	4,10	1,30	37	turnat-matriţat
	8	21	19	19	19	10,4	9,7	10,05	2,65	36	turnat-matriţat-normalizat

Tabela 4

Grupa	h_0, mm	b_0, mm	l_0, mm	h_1, mm	b_1, mm	l_1 mm	Δh, mm	Δl, mm	$\frac{\Delta h}{h_0}100$, %	$\frac{\Delta l}{l_0}100$, %	Observaţii
1	25	19	130	19	19	141	6	11	24	8,4	epruvetă cu secţiune constantă
2	27—23	19	130	19	19	148	6	18	24	13,8	epruvetă cu secţiune variabilă

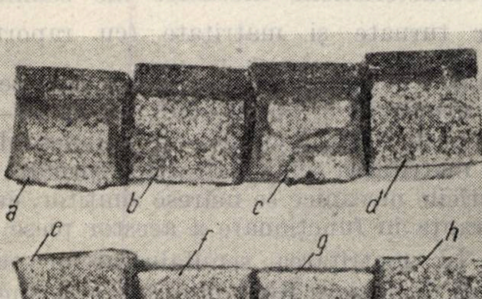


Fig. 6.

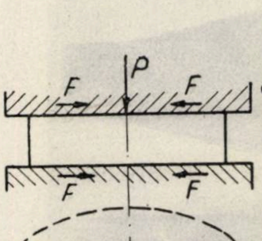


Fig. 7.

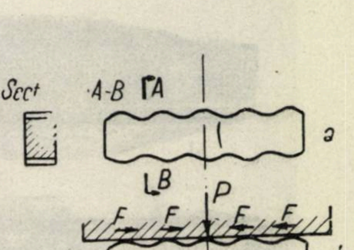


Fig. 8.

va fi mai mare frecarea pe suprafața de contact dintre semifabricat și matriță. Dacă semifabricatul inițial nu ar avea secțiunea transversală constantă, ci variabilă, cu două suprafețe ondulate (fig. 8 *a*), atunci contactul dintre semifabricat și matriță s-ar face la început pe suprafețe mai mici, iar forțele de frecare pe aceste suprafețe, care se opun alungirii semi fabricatului, ar fi și ele mici (fig. 8 *b*).

Rezultă deci că, la matrițarea cu bavură a semifabricatelor cu secțiune transversală variabilă, gradul de alungire ar trebui să rezulte mai mare și mai uniform, iar pierderile de material prin bavură, mai mici decît la matrițarea cu bavură a semifabricatelor cu secțiunea transversală constantă.

Pentru verificarea celor arătate au fost confecționate prin turnare semifabricate cu secțiunea transversală constantă și variabilă, avînd aceeași lungime, grosime și greutate (ondularea s-a făcut la distanța de 15 mm și în așa fel încît greutatea celor două feluri de epruvete să fie aceeași). Semifabricatele de mai sus au fost supuse matrițării într-o matriță astfel construită, încît să permită alungirea nelimitată a acestora în timpul matrițării ; dimensiunile semifabricatelor înainte și după matrițare sînt date în tabela 5, iar două semifabricate matrițate (unul cu secțiune inițială constantă și altul cu secțiune inițială variabilă) sînt arătate în figura 9.

Tabela 5

Calitatea oțelului	Grupa	h_0, mm	b_0, mm	h_1, mm	b_1, mm	δ, %	σ_c, $\frac{kgf}{mm^2}$	σ_r, $\frac{kgf}{mm^2}$	k, $\frac{kgfm}{cm^2}$	$\Delta\delta$, %	$\Delta\sigma_c$, $\frac{kgf}{mm^2}$	$\Delta\sigma_r$, $\frac{kgf}{mm^2}$	Δk, $\frac{kgfm}{cm^2}$	$\frac{\Delta\delta}{\delta}100$, %	$\frac{\Delta\sigma_c}{\sigma_c}100$, %	$\frac{\Delta\sigma_r}{\sigma_r}100$, %	$\frac{\Delta K}{K}100$, %	Observații
Oțel 1	1	25	19	19	19	4,5	32,5	51	4,5	0	0	0	0	—	—	—	—	turnat-matrițat, secțiune constantă
	2	25	19	19	19	5,5	31,5	47	5	0	0	0	0	—	—	—	—	turnat-matrițat-normalizat, secțiune constantă
	3	27 23	19	19	19	5	33,5	54	4,8	0,5	1	3	0,3	11	3	6	6,6	turnat-matrițat, secțiune variabilă
	4	27 23	19	19	19	6	32,5	49	5,5	0,5	1	2	0,5	10	3	4	10	turnat-matrițat-normalizat, secțiune variabilă

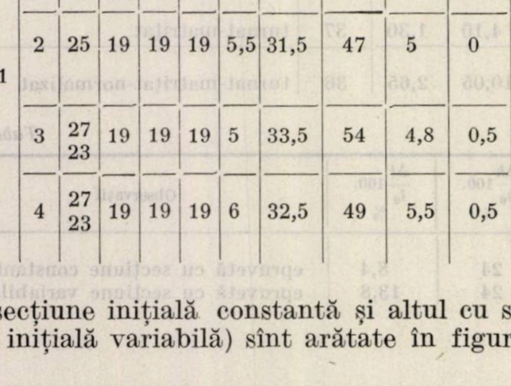


Fig. 9.

Pe baza celor de mai sus se pot trage următoarele concluzii :

1. Structura pieselor matrițate (rezultată în urma ruperii la încercările de reziliență) este mai fină și mai omogenă decît a semifabricatelor în stare turnată ; ea nu diferă mult însă de structura semifabricatelor turnate și normalizate.

2. Nu se observă o schimbare pronunțată a structurii prin variația raportului $\frac{h_0}{h_1}$.

3. La încercările făcute nu apare o variație logică a alungirii relative δ și a rezilienței k în funcție de raportul $\frac{h_0}{h_1}$, aceste caracteristici rămînînd cam la același ordin de mărime. Cu micșorarea raportului $\frac{h_0}{h_1}$ se observă însă o creștere mică a limitei de curgere σ_c și o creștere mai pronunțată (mai ales la oțelul cu plasticitate redusă) a rezistenței la rupere σ_r. Luate toate caracteristicile mecanice rezultă că secțiunea semifabricatelor turnate (mai ales dacă materialul are o plasticitate mai redusă) este bine să fie aleasă în așa fel, încît lățimea lor inițială să fie apropiată de lățimea pieselor matrițate ($b_0 \approx b_1$).

4. Caracteristicile mecanice ale semifabricatelor turnate și matrițate (cu raportul $\frac{h_0}{h_1}$ mic) sînt mai mari decît ale celor turnate, după cum urmează : σ_r cu 40—60%, σ_c cu 10—30%, δ cu peste 50%, k cu 40—50%. Reiese deci că, prin matrițarea semifabricatelor turnate, caracteristicile mecanice se măresc simțitor, crescînd siguranța în funcționare a acestor piese.

5. La matrițarea semifabricatelor turnate, gradul de forjare fiind mic, nu se ajunge la o structură fibroasă care să mărească anizotropia materialului, ci caracteristicile mecanice se îmbunătățesc în toate direcțiile. O mică diferență apare la reziliență care rezultă cu puțin mai mare în direcția matrițării decît cea în direcție perpendiculară pe aceasta.

6. Rezistența la rupere σ_r și limita de curgere σ_c, la semifabricatele turnate și matrițate (cu raportul $\frac{h_0}{h_1}$ mic, deci cu $b_0 \approx b_1$), sînt cam de aceeași ordine de mărime ca și la semifabricatele turnate și forjate liber cu un grad de forjare $y = 2$. Alungirea relativă δ și reziliența k sînt mai mari la semifabricatele turnate și forjate liber decît la semifabricatele turnate și matrițate; aceasta, ca o consecință a începutului de formare a unei structuri fibroase în lungul semifabricatului. De aici rezultă că acolo unde se cere o reziliență mai mare pe secțiunea transversală este indicat ca semifabricatele turnate să fie astfel dimensionate, încît la matrițare să sufere și o deformare în lungime.

7. Semifabricatele turnate cu secțiune transversală variabilă asigură în timpul matrițării obținerea unui grad de alungire mai mare și mai uniform pe lungime, o repartiție mai uniformă a bavurii pe lungime, cu pierderi mai mici de material prin bavură, și caracteristici mecanice mai bune la piesele matrițate decît semifabricatele turnate cu secțiune constantă. Este indicat deci ca pentru acele piese (sau pentru porțiuni de piese) care au astfel de forme încît permit ca în timpul matrițării să aibă loc și o alungire, să se folosească semifabricate cu secțiune variabilă.

[1] *Korneev, N. I.* și *Skugarev, I. G.* Osnovî fizikohimiceskoi teorii obrabotki metallov davleniem. Moscova, Mașghiz, 1960. [2] *Storojev, M. V.* Tehnologiceskii spravocinik po kovke i obemnoi ștampovke. Moscova, Mașghiz, 1959. [3] *Balahonov, E. I.* Semifabricate turnate pentru matrițare. În culegerea : Forjarea și matrițarea la cald. București, IDT, 1955 (trad. din limba rusă).

CZ 621.771-41:620.179.16

Detectarea defectelor din laminatele de oțel cu ajutorul ultrasunetelor

Fiz. C. CHIRICA
Combinatul siderurgic — Hunedoara

Se știe că intensitatea fasciculelor de radiații X și γ scad exponențial, în funcție de grosimea stratului de material străbătut și, din acest motiv, chiar pentru grosimi de metal de mărimi mijlocii de 200—300 mm sînt necesare surse de radiații foarte puternice. O dată însă cu mărirea intensității fasciculului de radiații crește și pericolul de iradiere a personalului care lucrează cu ele, fiind necesare mijloace speciale de protecție.

Ultrasunetele sînt puțin diminuate în masa metalică, putînd străbate grosimi pînă la circa 10 000 mm și nu prezintă pericol în lucru.

Metodele bazate pe ultrasunete necesită însă un contact intim între sursa de unde ultrasonore și masa metalică.

Acest contact se poate realiza fie printr-o șlefuire a suprafeței corpului de controlat și interpunerea unui strat de vaselină între suprafața palpatorului și suprafața de cercetat, fie prin interpunerea unui lichid între aceste două suprafețe, fără prelucrarea prealabilă a suprafeței de cercetat, dacă aceasta nu prezintă neregularități prea mari (metoda determinărilor în imersie).

Intreprinderile din țara noastră, unde se aplică pentru controlul calității metode bazate pe ultrasunete, datorită specificului lor de producție, folosesc prima metodă de lucru pe suprafețele șlefuite.

Deși în literatura studiată nu s-au găsit materiale privind defectoscopia ultrasonoră în imersie a blumurilor și țaglelor, totuși această metodă de lucru este utilizată pentru controlul altor produse într-o serie de state dezvoltate din punct de vedere industrial, cum ar fi : U.R.S.S., R. S. Cehoslovacă, S.U.A., R.F.G. etc.

În articolul de față se descriu încercările făcute pentru detectarea defectelor din laminatele sub formă de blumuri și țagle, cu suprafața neprelucrată, utilizînd metoda de lucru în imersie.

Metoda de lucru. Pentru efectuarea determinărilor s-au utilizat un defectoscop tip UV-4 cu cristal de cuarț și cu posibilități de lucru atît prin transmisie, cît și în regim de impulsuri.

În scopul obținerii unei localizări cît mai bune a defectului în masa metalică, cît și în scopul eliminării undelor staționare, care se pot forma în corpul cercetat, ducînd la erori în determinări, s-a folosit metoda de control ultrasonic prin impulsuri.

Corpurile controlate (blumuri și țagle) au avut o formă prismatică cu baza pătrată sau dreptunghiulară.

Controlul s-a efectuat pe suprafețele laterale ale acestor prisme, prin „măturarea" pe direcții paralele cu muchia bazei, deplasînd totodată zona de control în lungul feței.

În figura 1 se arată modul de deplasare a palpatoarelor pe fețele pe care se execută controlul.

Executarea manuală a controlului a dus la viteze relativ mici de lucru (circa 0,3—0,4 m^2/h).

Precizia determinărilor depinde atît de instalația cu care se efectuează determinarea, cît și de metoda de lucru folosită. Deoarece în procesul de măsurare defectele sînt întîi detectate și apoi se stabilește poziția lor, rezultă că trebuie să se dea atenție deosebită erorilor care pot să apară la detecție (ecouri fantomă).

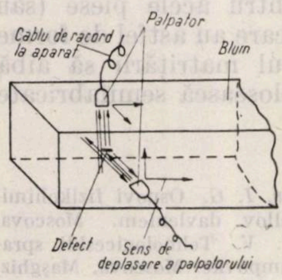


Fig. 1

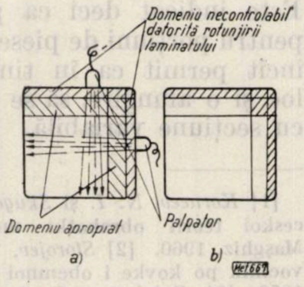


Fig. 2

În cazul unor geometrii a corpurilor studiate și al unei metode de lucru de tipul celor de mai sus, lipsind reflexiile multiple, erorile pot proveni numai din cîmpul ultrasonor apropiat al palpatorului.

După cum se știe, cîmpul de unde ultrasonore al unui palpator care oscilează ca un piston (cazul de față) cuprinde două domenii :

— domeniul apropiat, care începe de la fața palpatorului și se întinde pînă la distanța D, dată de relația : $D = \frac{d}{4\lambda}$, unde d este diametrul capului de palpare, care conține cristalul de cuarț, și λ — lungimea de undă a ultrasunetelor în mediul respectiv ;

— domeniul îndepărtat, care se întinde de la distanța D de palpator pînă la infinit.

Utilizabil pentru control este numai domeniul îndepărtat al cîmpului, deoarece domeniul apropiat prezentînd fluctuații poate duce la apariția de ecouri fantomă. În cazul în care se execută palparea numai pe o față a laminatului este necesar ca acest domeniu apropiat să fie cît mai mic, pentru a micșora zona care scapă controlului. Rezultă astfel necesitatea lucrului cu o lungime de undă mare și cu un cap de palpare cu diametrul cît mai mic.

Este de dorit folosirea unui cap de palpare cît mai mic și pentru faptul că aceasta duce la creșterea preciziei în localizare a defectelor. În general, la o detectare dintr-o singură poziție a palpatorului, defectul va fi precizat cu o toleranță egală cu deschiderea fasciculului ultrasonor (care depinde de diametrul capului de palpare), deoarece nu există posibilitatea de discernămînt dacă defectul se găsește către centrul sau marginea fasciculului.

Totuși, cînd se lucrează pe suprafețe mari, utilizarea palpatoarelor de diametre foarte mici nu este recomandată, deoarece necesită un număr mare de schimbări de poziție a palpatorului, pentru acoperirea suprafeței de controlat, deci un volum mare de muncă și timp.

Folosind modul de control pe două fețe ale laminatului, perpendiculare între ele, ca în lucrarea de față, s-a mărit certitudinea la detectarea defectelor prin :

— dubla confirmare a existenței unui defect ca urmare a două măsuri, detectîndu-se același defect prin două palpări, fiecare corespunzînd unei fețe ;

— înlăturarea posibilităților de nedetectare a defectelor care prezintă după o direcție o suprafață prea mică de reflexie (defecte paralele cu fasciculul de raze ultrasonore). Dacă un defect prezintă după una din direcții o suprafață prea mică pentru reflexia undelor, atunci defectul respectiv va fi nedetectabil după acea direcție, deoarece energia undelor reflectate va fi insuficientă pentru producerea unui ecou clar pe tubul catodic. În cazul palpării după două direcții perpendiculare, este foarte puțin probabil ca defectul să prezinte astfel de suprafețe după ambele direcții, deci el va deveni „vizibil'' ultrasonic după una din direcții ;

— micșorarea domeniului inaccesibil controlului datorită cîmpului apropiat ultrasonor al palpatorului. În cazul palpării pe două fețe, defectele din zona laminatului, corespunzătoare domeniului apropiat al palpatorului, nedetectabile la controlul pe o față, devin detectabile la controlul pe fețe perpendiculare (fig. 2).

Din cauza rotunjirii muchiilor blumurilor și țaglelor în procesul de laminare, palpatorul nu se poate apropia de aceste muchii, rămînînd neexplorată o zonă din secțiunea laminatului de forma celei din figura 2, *a*. Datorită acestui lucru cît și faptului că domeniile apropiate, corespunzătoare celor două fețe pe care s-a făcut palparea, prezintă o suprapunere, domeniul real ce scapă controlului are forma celui din figura 2, *b*.

Pentru a înlătura erorile ce se introduc la citirea poziției palpatorului pe suprafață, la controlul pe două fețe s-a citit numai adîncimea la care se găsea defectul în masa metalică și poziția palpatorului în lungul suprafeței de cercetat, fără a se fixa și poziția palpatorului după direcția corespunzătoare lățimii feței. În acest mod s-au putut obține niște hărți, cu defectele corpurilor controlate, sub forma unor secțiuni paralele cu fasciculul de unde, în care sînt proiectate toate defectele detectate.

Deci harta nu va reprezenta o secțiune a corpului paralelă cu fața pe care s-a făcut controlul, ci perpendiculară pe ea.

Hărțile s-au efectuat pe hîrtie de calc. Deoarece au atins dimensiuni pînă la 2 m, ele au fost reduse prin fotografiere.

Poziția defectului fiind fixată numai prin două coordonate (două citiri) va fi determinată numai în planul hărții, în spațiu fiind nedeterminată.

Acest mod de lucru, prin palparea pe două fețe și localizarea poziției cu ajutorul a două coordonate, are avantajul că permite obținerea unor hărți ale corpurilor controlate cu defectele detectate și mărește precizia măsurărilor.

Inconvenientul acestui mod de lucru constă în faptul că îngreuiază compararea defectelor din hărți cu defectele găsite la secționare, în cazul în care pe o fîșie măturată de palpator, egală cu diametrul acestuia, sînt mai multe defecte.

Eficacitatea metodei de detectare a defectelor din laminate cu ajutorul ultrasunetelor depinde, după cum s-a arătat, de posibilitatea realizării unui contact cît mai intim între suprafața palpatorului (care conține cristalul generator de unde) și suprafața pe care se execută controlul.

În cazul de față s-a folosit pentru realizarea acestui lucru atît metoda prelucrării suprafețelor, cît și metoda controlului prin imersie.

Detectarea defectelor prin palpare pe suprafețe prelucrate. Primele determinări s-au executat pe o porțiune de 1,15 m, dintr-un laminat pătrat de secțiune 200 × 200 mm, susceptibil de a prezenta urme de retasură, a cărui suprafață a fost șlefuită.

Parametrii de lucru ai aparatului au fost următorii: frecvența 1 MHz, amplificare 3 (1/2 din scara de amplificare a aparatului), capul de palpare cu diametrul de 30 mm, iar domeniul apropiat corespunzător cu o lungime de 38 mm.

Corespunzător acestui domeniu, partea ce scapă controlului reprezintă 1% din secțiunea laminatului. De remarcat este faptul că în acest domeniu nu au fost semnalate defecte.

Suprafața pe care s-a executat palparea a fost caroiată pentru a putea nota poziția defectelor detectate. După aplicarea unui strat de vaselină de 1—2 mm, s-a executat palparea pe fața caroiată, din aproape în aproape, notînd poziția palpatorului și adîncimea la care s-a detectat defectul.

Aceste date obținute au fost reprezentate sub formă de hartă a defectelor în figura 3.

Figura 3, *a* reprezintă fața pe care s-a executat palparea, iar figura 3, *b* reprezintă o secțiune a bramei, perpendiculară pe acest plan în care s-au reprezentat defectele în proiecție.

În locul în care s-au detectat defecte, s-au executat secționări, iar după atacul macro suprafețele secționate cu defectele găsite au fost fotografiate. În figura 3 *c* și 3 *d* se dau două schițe executate după două din aceste fotografii. Erorile în stabilirea poziției defectelor sînt de ordinul 10% din adîncimea la care au fost detectate în masa metalică.

După secționare, din cele 12 defecte detectate au fost găsite opt. Ecourile obținute datorită defectelor au avut în medie o mărime pe

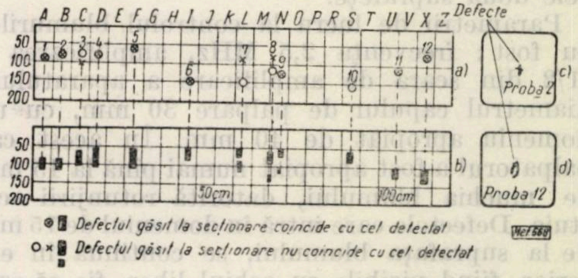

A B C D E F G H I J K L M N O P R S T U V X Z
Defecte
50
100
150
200
1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
12
a)
b)
c)
d)
Proba 2
Proba 12
50cm
100cm
Defectul găsit la secționare coincide cu cel detectat
Defectul găsit la secționare nu coincide cu cel detectat
Met 568

Fig. 3

ecranul tubului catodic de circa 8—10 mm. Defectele detectate și găsite după secționare au avut dimensiuni (măsurate în planul de secționare) de circa 5—25 mm.

Determinări efectuate pe suprafețe neprelucrate. Aceste determinări au fost efectuate pe blumuri de secțiune 255×200 mm, și pe țagle de secțiune 90×90 mm. Procedeul de lucru în imersie, care constă în asigurarea unui contact bun între suprafața de cercetat și cea a palpatorului prin intermediul unui lichid are, față de metoda de mai sus, o serie de avantaje. Astfel, se înlătură necesitatea prelucrării suprafețelor, făcînd posibilă executarea determinărilor pe suprafețe brute, așa cum au ieșit de la laminare. Această metodă asigură creșterea energiei transportate de unda ultrasonoră, deci a puterii ei de pătrundere. După cum se știe, energia ultasunetelor care iau naștere într-un mediu este direct proporțională cu densitatea mediului și cu viteza sunetului în mediul respectiv, depinzînd și de omogenitatea mediului. Deoarece lichidele sînt foarte compacte și omogene ca densitate, ultrasunetele care iau naștere în ele vor avea o energie mai mare decît cele care se produc în vaselină, care prezintă bule de aer ce duc la scăderea densității ei ultrasonore și o fac neomogenă. De asemenea, asigură stabilirea unui contact foarte bun între suprafața palpatorului care conține sursa de unde și suprafața de control, lichidul pătrunzînd în toate neregularitățile celor două suprafețe.

Atît creșterea puterii undei sonore, cît și îmbunătățirea condițiilor de transmisie a ultrasunetelor între cele două suprafețe, trebuie să ducă, chiar la amplificări electronice mici, la ecouri nete pe ecranul aparatului, ceea ce dă un plus de siguranță metodei, prin ușurarea citirilor. S-a utilizat ca lichid de contact apa. Blumurile și țaglele ce urmau a fi controlate s-au așezat pe suporți de lemn într-o cadă metalică de 6 m lungime, care a fost apoi umplută cu apă (circa 5—10 mm peste suprafața laminatelor).

Intervalul dintre suprafața palpatorului și suprafața de control a fost de aproximativ 0—1 mm. În tot timpul lucrului s-a constatat o transmisie bună a fluxului ultrasonor între cele două suprafețe.

Parametrii de lucru la controlul blumurilor au fost: frecvența 2,5 MHz, amplificarea 3 (1/2 din scara de amplificare a aparatului), diametrul capului de palpare 30 mm, cu un domeniu apropiat de 40 mm. În acest caz palpatorul a fost apropiat numai pînă la 15 mm de muchia blumului, datorită rotunjirii acestuia. Defectele care intră în domeniul de 15 mm de la suprafața blumului, se continuă în exterior, fiind vizibile cu ochiul liber, fie că este de așteptat să se continue în zona accesibilă controlului ultrasonic, după cum este de așteptat. Datorită acestui fapt, cît și faptului că zona inaccesibilă controlului reprezintă numai 3% din secțiunea laminatului, această zonă poate fi neglijată în determinări.

Controlul s-a efectuat prin metoda palpării pe două fețe ale laminatului, lucrînd manual în modul descris mai sus.

Controlul țaglelor s-a făcut în același mod utilizînd următorii parametri de lucru: frecvența 1 MHz, amplificarea 2 (1/3 din scara de amplificare a aparatului), diametrul capului de palpare de 20 mm, cu un domeniu apropiat corespunzător de 17 mm.

Zona necontrolabilă, datorită unei apropieri a palpatorului la 5 mm de muchia țaglei și datorită domeniului apropiat, a atins circa 12% din secțiunea laminatului. De remarcat că, după cum era de așteptat, deși s-a lucrat pe amplificări relativ mici, ecourile corespunzătoare defectelor atît la controlul blumurilor, cît și la controlul țaglelor, au atins mărimi cuprinse între 5 și 40 mm (mărimea maximă a ecoului pe ecranul aparatului este de 58 mm).

Datele obținute în urma controlului ultrasonic au fost redate sub formă de hartă a defectelor în figura 4.

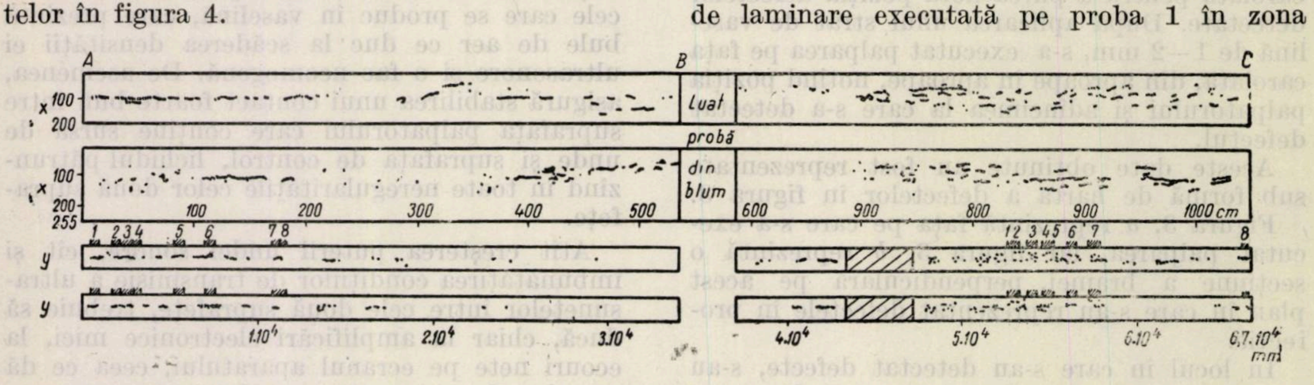


Fig. 4

Modul în care s-a obținut această hartă a fost următorul: dintr-un lingou laminat la secțiune de 255×200 mm au rezultat două blumuri: *A B* corespunzător capului lingoului și *B C* corespunzător piciorului lingoului.

La controlul ultrasonic s-au obținut cîte două „imagini" pentru fiecare blum, corespunzătoare fețelor de palpare așezate pe hartă una sub alta cu indicativul *X*. „Imaginea" așezată dedesubt (care este ceva mai lată) reprezintă o secțiune în lungul blumurilor, paralelă cu muchia de 255 mm, în care sînt proiectate defectele detectate ultrasonic la palparea pe o față ce conține muchia de 200 mm.

Privind harta, trebuie să ai imaginea palpatorului în timpul controlului, dispus nu deasupra „imaginilor", ci lateral, în partea de sus. În urma controlului ultrasonic, după laminarea la secțiune pătrată de 90×90 mm a celor două blumuri, au rezultat de asemenea două „imagini" corespunzătoare celor două fețe de palpare, notate în hartă cu indicativul *Y*. Și în acest caz, palpatorul trebuie considerat lateral în partea de sus a „imaginilor".

Pentru o comparare cît mai ușoară a diferitelor regiuni din țaglă cu regiunile din blum din care au rezultat, „imaginile" țaglelor au fost așezate sub „imaginile" corespunzătoare ale blumurilor, mărindu-le pe acestea la lungimea celor provenite din țagle. Din blumul *B C* a fost tăiată o porțiune înainte de laminare sub formă de țaglă; din această cauză lungimea „imaginilor" țaglelor corespunzătoare este mai scurtă decît cea provenită de la blum. Porțiunea hașurată din pătratul de 90×90 mm, rezultată la laminarea blumului *B C*, nu a putut fi controlată din motive organizatorice de exploatare. Porțiunile prelevate sub formă de probe din țagle sînt indicate prin hașurări deasupra „imaginilor" și sînt numerotate începînd de la extremitatea blumurilor dinspre capul lingoului (fig. 5, unde: *a* — porțiune din harta defectelor, întocmită pentru *A B* corespunzător capului lingoului; *b* — proba 1 cu defectul găsit la secționare la 400 mm de la capătul *A*; *c* — secțiune în lungul direcției de laminare executată pe proba 1 în zona defectului; *d* — proba 4 cu defectul găsit la secționare (la 2160 mm de la capătul *A*); *e* — proba 7 cu defectul găsit la secționare (la 6 600 mm de la capătul A, şi fig. 6, unde : a — porţiune din harta defectelor întocmită pentru blumul B C corespunzător piciorului lingoului ; b — proba 1 cu defectul găsit la secţionare la 53 050 mm de la capătul A ; c — proba 4 cu defectul găsit la secţionare la 53 175 mm de la capătul A).

S-au luat cîte opt probe din ţaglele corespunzătoare fiecărui blum. Pe aceste probe s-au efectuat un număr de 86 secţionări care au fost atacate macro şi parţial fotografiate, pentru a lămuri natura metalurgică a defectelor şi pentru a verifica metoda de lucru. În figurile 5 şi 6 au fost date schiţe după cîteva din aceste fotografii. Pe ,,imaginile'' blumurilor, distanţele sînt indicate în mm, iar pe cele ale ţaglelor, în cm.

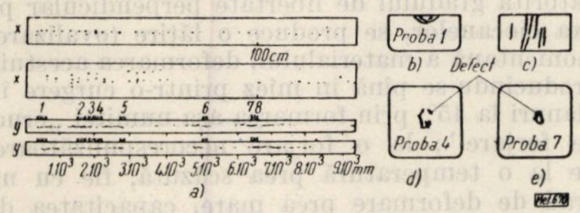

x
100cm
x
1
234
5
6
78
y
y
1.10^3 2.10^3 3.10^3 4.10^3 5.10^3 6.10^3 7.10^3 8.10^3 9.10^3 mm
a)
Proba 1
b)
Defect
c)
Proba 4
Proba 7
d)
e)
Met 670

Fig. 5

Privind harta defectelor se constată următoarele : în majoritatea cazurilor defectele care au apărut la controlul pe o faţă sînt confirmate

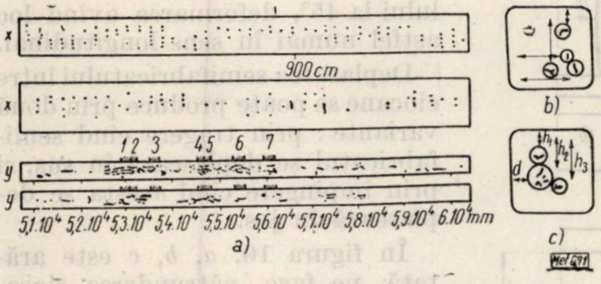

x
900cm
x
12
3
45
6
7
y
y
5,1.10^4 5,2.10^4 5,3.10^4 5,4.10^4 5,5.10^4 5,6.10^4 5,7.10^4 5,8.10^4 5,9.10^4 6.10^4 mm
a)
b)
h_1
h_2
h_3
d
c)
Met 671

Fig. 6

şi la controlul pe faţa perpendiculară. Se verifică totuşi faptul că există zone în care nu se face această confirmare (cazul probelor 1 şi 6 din ţagla corespunzătoare a blumului A B şi probele 1, 2, 3, 7 şi 8 din ţaglele corespunzătoare blumului B C) deşi la secţionare au fost găsite defecte. În figurile 5 şi 6 se dau cîteva dintre aceste defecte.

Secţionările efectuate confirmă faptul că defectele paralele cu fasciculele de unde nu sînt detectabile ; spre exemplu, în figura 6, b se constată că defectele detectate după direcţia d nu mai sînt detectabile după direcţia h, deoarece defectele sînt paralele după această direcţie cu fasciculul de unde. De asemenea, în figura 6, c, defectele detectate la adîncimile h_1 şi h_2 nu au putut fi sesizate la detectare cu fasciculul de unde paralele cu direcţia d, deoarece ele sînt paralele cu această direcţie.

O serie de zone care prezintă defecte la controlul laminatului sub formă de blum nu mai prezintă aceste defecte în zonele corespunzătoare la controlul laminatului sub formă de ţaglă. Deoarece blumurile nu au fost secţionate în aceste regiuni, nu se poate spune nimic precis asupra existenţei acestor defecte. Este posibil ca blumul în aceste regiuni să fi prezentat defecte (fisuri, sufluri etc.) care s-au sudat la laminarea la cald, sub formă de ţagle.

Deşi nu se poate da o indicaţie asupra naturii defectului numai prin controlul ultrasonic, se observă totuşi că acolo unde defectele au apărut la control dispersate în masa metalică, la secţionare s-au găsit incluziuni de şamotă, iar acolo unde defectele au fost dispuse pe centrul ţaglei sub formă liniară se pare că ele provin din existenţa unei urme de retasură în blum care nu a sudat la laminare în porţiunile impurificate cu incluziuni.

În toate cazurile, defectele găsite la controlul ultrasonic al ţaglelor, fie pe ambele feţe fie pe o singură faţă a laminatului, au fost găsite şi în urma secţionării. Încercările executate în lucrarea de faţă arată că metoda defectoscopiei în imersie, prin palpare pe două feţe, are o serie de avantaje faţă de metoda de lucru pe o singură faţă prelucrată, fiind indicată pentru întocmirea de hărţi cu defectele laminatelor sub formă de prismă (blumuri sau ţagle).

Hărţile întocmite în acest mod pot fi folosite pentru stabilirea unei tehnologii de elaborare sau laminare a oţelului şi, eventual, numai orientativ pentru a face aprecieri asupra calităţii oţelului, fără a putea constitui o normă pentru rebutarea materialului.

CZ 621,73.045

Leforditva
J 167 11/64

Forjarea de precizie prin rotație (II)

Procesul tehnologic de forjare prin rotație. Avantajele lui

Ing. M. CODREANU
Uzinele Steagul roșu – Brașov

După cum s-a menționat, esența acestui procedeu constă numai într-o operație de întindere simplă sau fasonare prin întindere, la care, întotdeauna, secțiunea transversală a semifabricatului inițial este mai mare decît cea a piesei forjate, o refulare, fie chiar parțială, nefiind posibil de executat prin acest procedeu.

În figura 9 se arată comparativ procesul de deformare prin întindere între două ciocane (cum ar fi, de exemplu, în cazul forjării între două nicovale profilate pe ciocane autocompresoare) și între patru ciocane dispuse la 90° unul față de altul, pe două axe perpendiculare între ele, care reprezintă cazul general al forjării pe mașinile GFM.

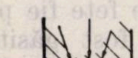


Fig. 9

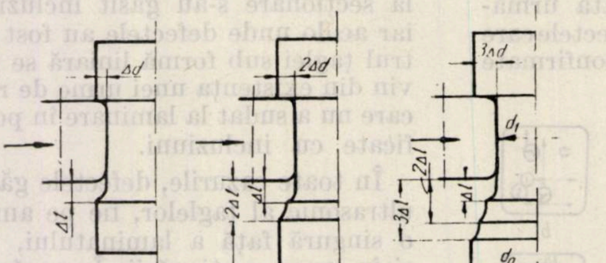


Fig. 10

Se observă că la forjarea între două ciocane, datorită gradului de libertate perpendicular pe axa ciocanelor, se produce o lățire (ovalizare) momentană a materialului, deformarea acestuia producîndu-se pînă în miez printr-o curgere în planuri la 45°, prin formarea așa-numitei „cruci de forjare''; la o forjare necorespunzătoare, fie la o temperatură prea scăzută, fie cu un grad de deformare prea mare, capacitatea de deformare a materialului este depășită, urmarea fiind crăparea acestuia. La forjarea cu patru ciocane, materialul fiind cuprins pe întreaga periferie între suprafețele de lucru ale ciocanelor, nu mai există gradul de libertate amintit, evitîndu-se curgerea materialului la 45°, deformarea avînd loc astfel numai în sens longitudinal.

Deplasarea semifabricatului între ciocane se poate produce prin două variante: prin tragere cînd semifabricatul se deplasează în sus, și prin împingere cînd acesta se deplasează în jos.

În figura 10, *a*, *b*, *c* este arătată, pe faze, pătrunderea ciocanelor în material la forjarea unei trepte, de la diametrul inițial d_0 la un diametru d_1 ($d_0 > d_1$), valabilă ca schemă pentru ambele variante, în care caz semifabricatul nu are o mișcare longitudinală între ciocane. Fazele *a*, *b*, și *c* reprezintă întinderea materialului în urma a trei lovituri succesive, produsă în timpul pătrunderii ciocanelor la diametrul de forjare d_1. Pentru simplificarea reprezentării s-au considerat ca egale atît valorile momentane ale avansurilor Δd ale ciocanelor, cît și cele ale alungirilor Δl ale semifabricatului; se observă că la o lovitură, pentru fiecare pătrundere Δd corespunde o alungire Δl.

În figura 10 sînt arătate schematic procesul de deformare și forma rezultată a treptei forjate la deplasarea longitudinală a semifabricatului între ciocane după varianta prin tragere, (fazele *d*, *e*, *f*) și prin împingere (fazele *d'*, *e'*, *f'*).

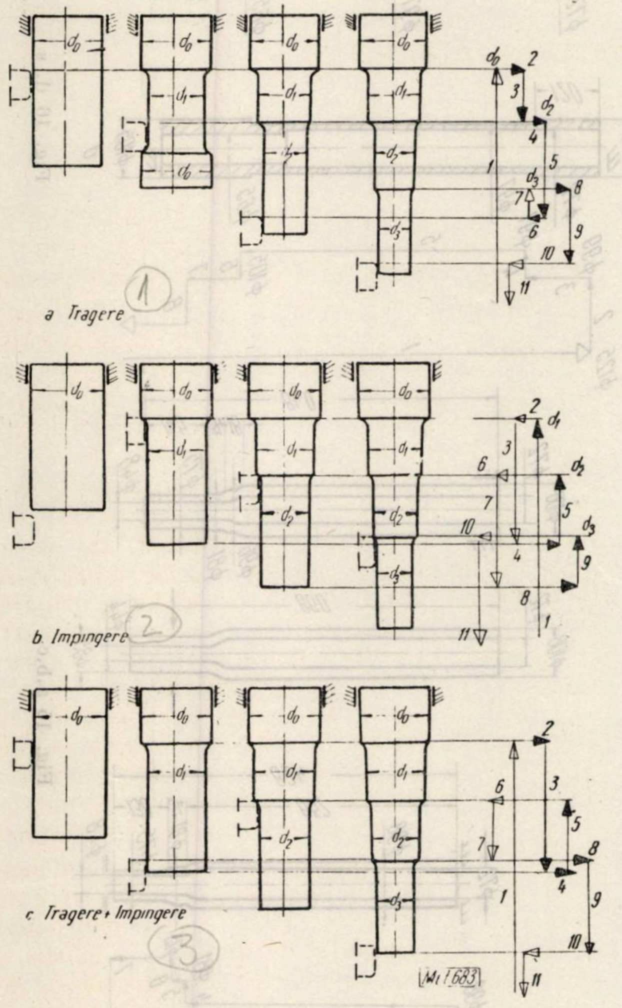


Fig. 11

Se observă că la varianta prin împingere, prin faptul că direcția de deplasare longitudinală a semifabricatului coincide cu cea de curgere a materialului în procesul forjării, o porțiune a treptei (A) rămîne incomplet forjată; la varianta prin tragere, datorită sensului contrar al celor două mișcări, porțiunea *A* dispare prin forjare.

În figura 11, *a*, *b*, *c*, *d* sînt arătate diferite scheme de forjare, defalcate pe faze, la executarea în diverse variante ale unor axe în trepte. Pentru simplificarea reprezentării, se consideră că semifabricatul rămîne în aceeași poziție, iar ciocanele se deplasează de-a lungul acestuia; în realitate, situația este tocmai inversă însă reprezentarea principială rămîne valabilă, mișcarea relativă între ciocane și semifabricat rămînînd aceeași. Schema fazelor de forjare reprezintă deplasarea relativă a ciocanelor de-a lungul semifabricatului în cursul forjării.

În practică, date fiind caracteristicile mașinii este preferabil a se lucra cu varianta prin tragere; varianta combinată se utilizează în cazurile cînd la o anumită configurație a piesei forjate se pot elimina cursele în gol (cele însemnate cu săgeți albe) prin utilizarea parțială a variantei prin împingere. Pentru a asigura rectilinitatea piesei forjate este necesar ca ultima fază de forjare să fie executată prin tragere.

După expunerea principiului forjării prin rotație, se trece, în cele ce urmează, la exemplificarea procedeului prin indicarea tehnologiei aplicate la cîteva piese specifice dintre cele care se execută în serie în forja de la uzinele „Steagul roșu" — Brașov.

Tija barei de direcție (fig. 12, *a*, *b*,) se execută în două treceri, prin tragere, cu ciocane speciale, datorită reducerii considerabile a secțiunii (circa 62%). Acest reper se execută inițial, prin refulare pe o mașină de forjat orizontală, în două faze pentru fiecare capăt. În figura 12, *b*, *c*, este arătat, schematic, avantajul fibrajului mult mai favorabil la întindere (fig. 12, *c*) față de refulare (fig. 12, *b*).

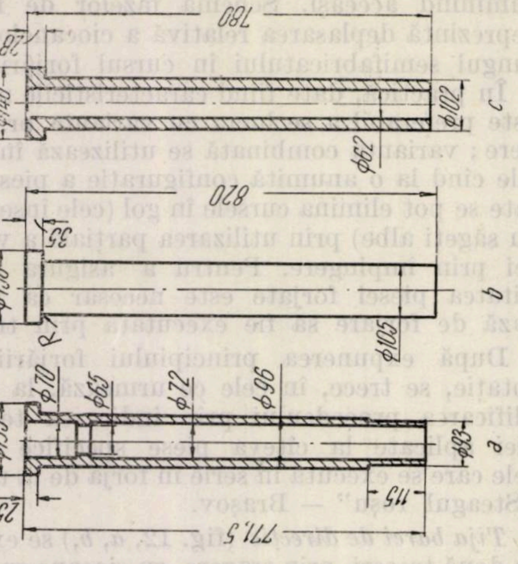
Axul secundar al cutiei de viteză (fig. 13) și osia punții din spate a tractorului (fig. 14) se execută combinat prin tragere și împingere cu ciocane normale, dintr-un singur cald, în două operații prin întoarcere. Vechea variantă de execuție a axului secundar era cea de matrițare pe un ciocan cu contralovitură de tip Beche de 6 000 kgm, iar osia nu se forja, strunjindu-se direct din bară. Economia de metal realizată este la axul secundar de 0,850 kg/bucată, iar la osie de 18,3 kg/bucată.

Țeava semiax (figura 15) se execută combinat prin tragere și împingere, cu ciocane normale, prin forjarea pe toată lungimea pe dorn, folosindu-se și contrasuportul hidraulic al mașinii.

Varianta inițială de execuție a țevii, pînă la folosirea procedeului GFM, era de ogivare a capătului fasonat; mașina de ogivat nu asigura nici fasonarea în trepte a capătului și nici folosirea dornului de forjare (fig. 15, *b*). Trecerea la procedeul GFM s-a făcut la folosirea aceleiași dimensiuni ale țevii, fabricat prin forjarea pe dorn numai a capătului în trepte (fig. 15, *c*); în prezent, prin folosirea unei țevi cu pereți groși și a forjării pe toată lungimea, s-a putut ajunge la varianta optimă actuală (fig. 15, *a*).

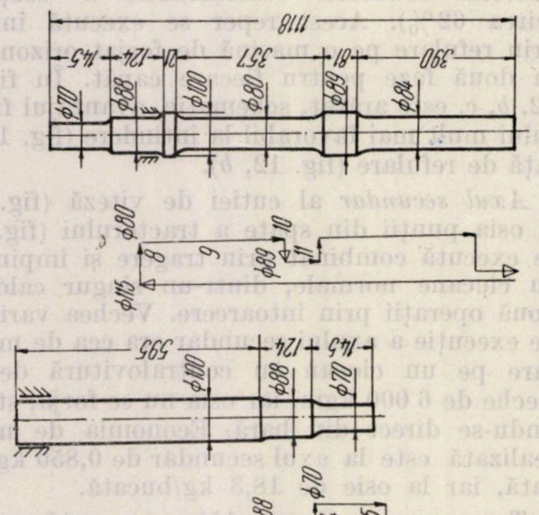
Reducerea de metal realizată este de 8 kg/bucată.

La această variantă, precizia diametrului țevii forjate este independentă de precizia țevii laminate avînd diametrul de 114 și grosimea peretelui de 20 mm (STAS 404—59), utilizată ca semifabricat, fiind mult mai înaltă; astfel toleranța



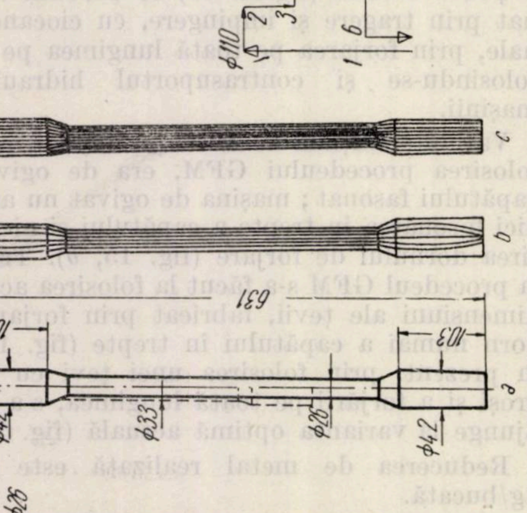
780
28
φ140
φ102
φ62
c
820
35
φ150
R
φ105
b
25
φ135
φ70
φ65
φ72
φ96
φ93
115
771,5
a

Fig. 16 a,b,c,



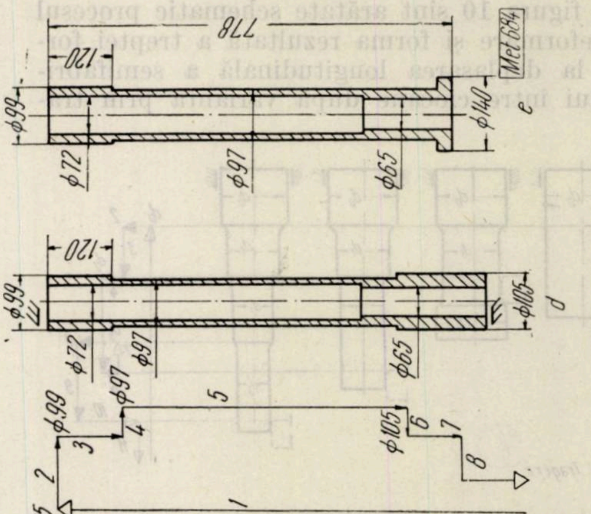
1118
145
124
20
357
81
390
φ70
φ88
φ100
φ80
φ89
φ84
φ115
φ80
8
9
10
11
φ89
595
124
145
φ100
φ88
φ70
φ110
φ88
φ70
1
2
3
4
5
6

Fig. 14



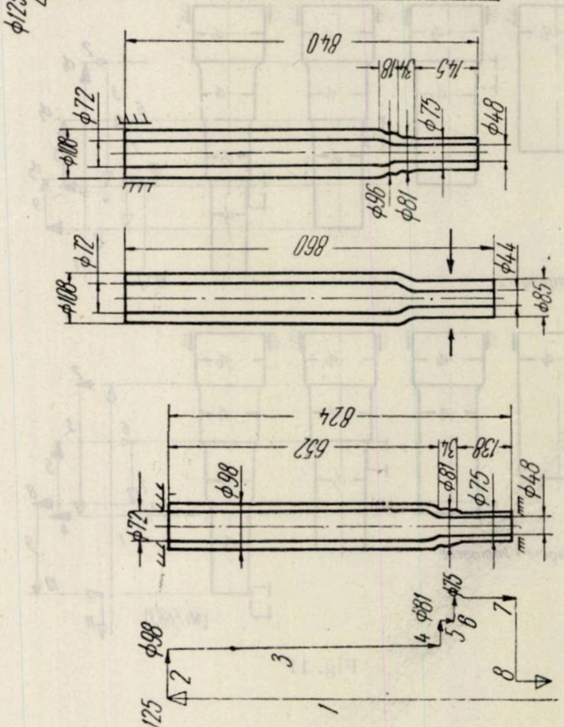
c
b
109
631
103
φ42
φ33
φ26
φ42
d
φ45
φ33
φ26
2
3
4
5
6
7
8
9

Fig. 12



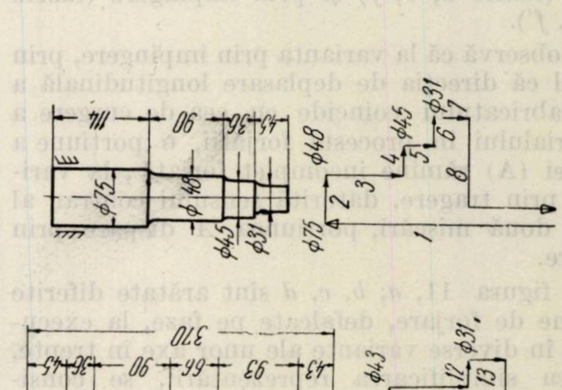
778
120
Met 684
φ99
φ72
φ97
φ65
φ140
e
120
φ99
φ72
φ97
φ65
φ105
d
φ125
φ99
φ97
φ105
1
2
3
4
5
6
7
8

Fig. 16 d, s



840
34
18
145
φ108
φ72
φ96
φ81
φ75
φ48
860
φ108
φ72
φ44
φ85
824
652
34
138
φ72
φ98
φ81
φ75
φ48
φ125
φ98
φ81
φ75
1
2
3
4
5
6
7
8

Fig. 15 a,b,c



114
90
36
45
φ75
φ48
φ45
φ31
φ75
φ48
φ45
φ31
1
2
3
4
5
6
7
8
310
45
36
90
66
93
43
φ31
φ45
φ48
φ70
φ43
φ31
φ75
φ43
φ31
9
10
11
12
13
14

Fig. 13

la diametrul exterior este de ±0,3 mm, faţă de ± 2,5 mm, iar la grosimea de ± 0,2 mm faţă de + 1,5 şi − 1,2 mm.

În figura 16, *a* este dat un alt exemplu de ţeavă semiax cu guler, utilizată la puntea din faţă a camioanelor cu două diferenţiale. În cazul neaplicării noului procedeu, acest reper se poate executa fie prin forjare liberă (fig. 16, *b*) cu un consum de metal de 61 kg/bucată şi o manoperă de aşchiere exagerat de mare, fie prin refularea pe o maşină de forjat orizontală a unui semifabricat sub formă de ţeavă avînd diametrul de 102 şi lungimea de 20 mm (STAS 404-59), cu o greutate de 34 kg/bucată (fig. 16, *c*) ; grosimea peretelui ţevii este determinată la diametrul exterior de adaosul de prelucrare necesar porţiunii prelucrate cu diametrul de 93 şi lungimea de 115 a capătului ţevii, iar la diametrul interior, de pragul interior cu diametrul de 65. Şi la această variantă este necesară o prelucrare prin aşchiere a interiorului ţevii, pentru a realiza grosimea peretelui ţevii prevăzută de 12 mm. Varianta de execuţie actuală este forjarea prin tragere şi fasonarea pe dorn pe maşina GFM a unei ţevi cu diametrul de 114 şi grosimea peretelui de 20 (27 kg/bucată) iar semifabricatul obţinut (fig. 16, *d*) este refulat apoi la capăt după o încălzire parţială pe o maşină de forjat orizontală de 630 t, pentru obţinerea flanşei ; prelucrarea prin aşchiere a interiorului ţevii se elimină aproape complet (cu excepţia capetelor), iar consumul de metal se reduce cu 34 kg/bucată şi, respectiv cu 7 kg/bucată, faţă de variantele anterioare.

Axul primar (fig. 17) se execută combinat prin întindere pe maşina GFM şi refulare într-o singură trecere pe o maşină de forjat orizontală de 630 t. Iniţial, acest reper se executa în trei treceri pe MFO cu un procent ridicat de rebut şi cu un consum considerabil de scule ; prin aplicarea noii tehnologii aceste inconveniente au dispărut complet.

Manşonul canelat (fig. 18) se execută prin refulare din bară cu diametrul de 56 pe o maşină de forjat orizontală de 630 t. Prin aplicarea forjării prin tragere din ţeavă cu diametrul de 83 şi grosimea peretelui de 18 pe maşină GFM, consumul de metal se reduce cu 0,7 kg/ bucată, iar manopera de prelucrare se reduce simţitor.

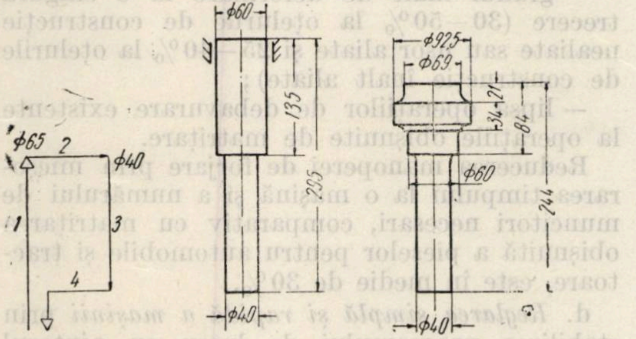


Fig. 17

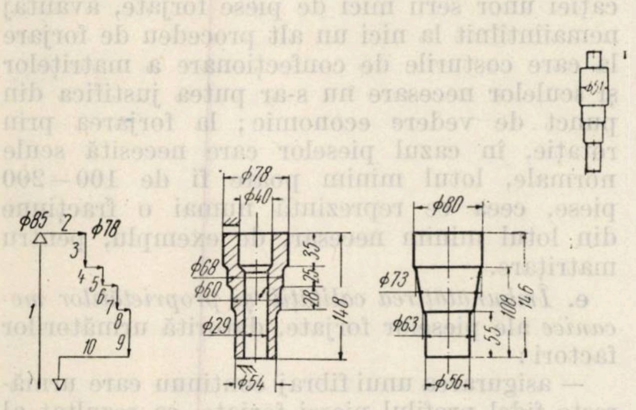


Fig. 18

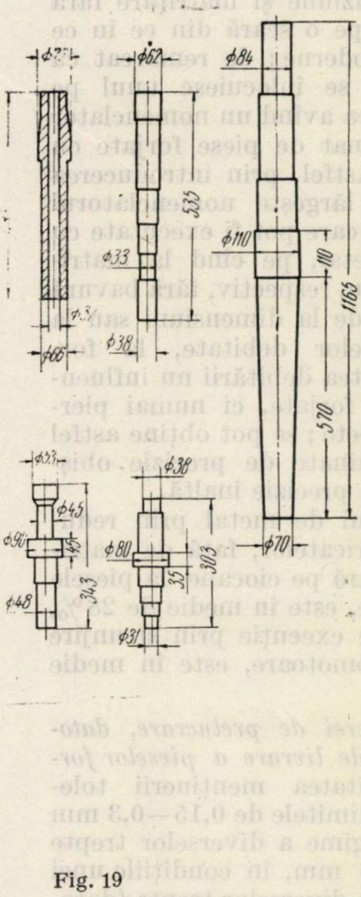


Fig. 19

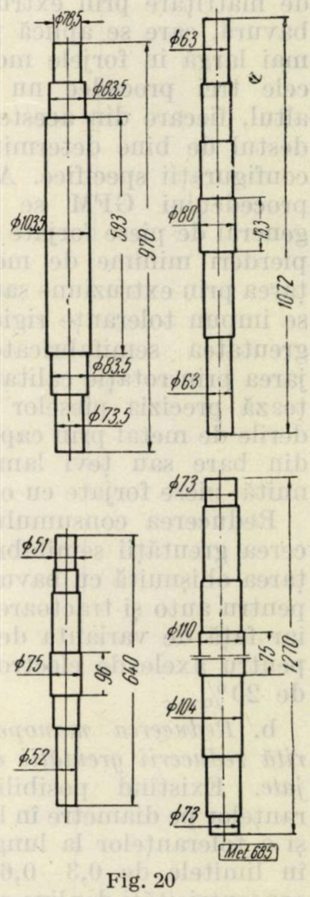


Fig. 20

În figura 19 sînt arătate informativ o parte din alte repere de camioane şi tractoare care urmează a fi trecute de la execuţia prin procedeele clasice de matriţare, la forjarea de precizie prin procedeul GFM.

În figura 20 sînt arătate diferite tipuri caracteristice de axe pentru electromotoare care în prezent se execută prin strunjire direct din bare laminate și care se pretează, de asemenea, a fi executate prin forjarea de precizie.

Indicii tehnico-economici dați mai jos au rezultat din studii amănunțite întocmite în mod separat pentru piesele de camioane și tractoare și, respectiv, pentru axele de electromotoare.

a. *Economie de metal, forjarea executîndu-se fără bavură și la o precizie înaltă.* Procedeul propriu-zis de forjare nu generează nici un fel de deșeuri de metal, singurele pierderi fiind cele prin țundărul format la încălzirea semifabricatelor și prin capetele produse în sens longitudinal, datorită variației greutății de debitare a semifabricatelor. O dată perfecționat procedeul de debitare (prin debitarea de precizie la greutate și nu la lungime a semifabricatelor) și cel de încălzire (prin procedeele de încălzire fără oxidare), se poate conta pe o pierdere de metal sub 1%. Din acest punct de vedere procedeul GFM se alătură procedeelor de matrițare prin extruziune și matrițare fără bavură, care se aplică pe o scară din ce în ce mai largă în forjele moderne; de remarcat că cele trei procedee nu se înlocuiesc unul pe altul, fiecare din acestea avînd un nomenclator destul de bine determinat de piese forjate cu configurații specifice. Astfel, prin introducerea procedeului GFM se lărgește nomenclatorul general de piese forjate care pot fi executate cu pierderi minime de metal, pe cînd la matrițarea prin extruziune sau, respectiv, fără bavură se impun toleranțe rigide la dimensiuni sau la greutatea semifabricatelor debitate, la forjarea prin rotație calitatea debitării nu influențează precizia pieselor forjate, ci numai pierderile de metal prin capete; se pot obține astfel din bare sau țevi laminate de precizie obișnuită, piese forjate cu o precizie înaltă.

Reducerea consumului de metal prin reducerea greutății semifabricatelor, față de matrițarea obișnuită cu bavură pe ciocane, la piesele pentru auto și tractoare, este în medie de 28%, iar față de varianta de execuție prin strunjire pentru axele de electromotoare, este în medie de 20%.

b. *Reducerea manoperei de prelucrare, datorită reducerii greutății de livrare a pieselor forjate.* Existînd posibilitatea menținerii toleranțelor pe diametre în limitele de 0,15—0,3 mm și a toleranțelor la lungime a diverselor trepte în limitele de 0,3—0,6 mm, în condițiile unei concentricități depline a diverselor trepte (datorită însăși principiului de forjare prin rotație care exclude orice posibilitate de forjare excentrică), adaosurile de prelucrare aplicate pieselor forjate pot fi alese la valori mai mici decît cele prevăzute în clasa I de precizie (STAS 1299-60) atît pentru piesele executate pe ciocane de matrițat, cît și pentru cele executate pe mașini de forjat orizontale. În cazul cînd nu este vorba de suprafețe de contact, prin executarea pieselor prin forjare de precizie se poate renunța complet la prelucrarea prin așchiere, deoarece finețea suprafeței, în cazul unei încălziri și forjări corecte, corespunde unei suprafețe strunjite eboșate.

Reducerea volumului de așchii prin reducerea greutății pieselor forjate de precizie, față de cele executate prin matrițare obișnuită pe ciocane pentru piesele de automobile și tractoare, este în medie de 21%; la axele pentru electromotoare se menține aceeași reducere ca și la punctul *a*, adică în medie de 20%.

Reducerea manoperei de așchiere duce indirect și la alte efecte pozitive, cum ar fi reducerea consumului de scule de așchiere, eliberarea unor strunguri etc.

c. *Productivitate înaltă a operațiilor de forjare* datorită următorilor factori:

— comanda automată după program a întregului ciclu de forjare executat cu viteze de lucru relativ mari;

— gradul înalt de deformare la o singură trecere (30—50% la oțelurile de construcție nealiate sau ușor aliate și 25—40% la oțelurile de construcție înalt aliate);

— lipsa operațiilor de debavurare existente la operațiile obișnuite de matrițare.

Reducerea manoperei de forjare prin micșorarea timpului la o mașină și a numărului de muncitori necesari, comparativ cu matrițarea obișnuită a pieselor pentru automobile și tractoare, este în medie de 30%.

d. *Reglarea simplă și rapidă a mașinii* prin stabilirea programului de lucru cu ajutorul opritorilor sau al șabloanelor de pe tamburii de comandă. Datorită timpului scurt necesar reglării, procedeul se poate aplica și în cazul fabricației unor serii mici de piese forjate, avantaj nemaiîntîlnit la nici un alt procedeu de forjare la care costurile de confecționare a matrițelor și sculelor necesare nu s-ar putea justifica din punct de vedere economic; la forjarea prin rotație, în cazul pieselor care necesită scule normale, lotul minim poate fi de 100—200 piese, ceea ce reprezintă numai o fracțiune din lotul minim necesar, de exemplu, pentru matrițare.

e. *Îmbunătățirea calității și proprietăților mecanice* ale pieselor forjate, datorită următorilor factori:

— asigurarea unui fibraj continuu care urmărește fidel profilul piesei forjate, ca rezultat al forjării prin întindere;

— posibilitatea realizării unui grad de deformare înalt care asigură deformarea pătrunsă pînă în centrul semifabricatului; în mod practic se poate realiza cu aceleași ciocane o reducere pînă la jumătatea diametrului inițial al semifabricatului;

— piesele forjate rezultă, practic, fără imprimări de țundăr; țundărul format în timpul încălzirii semifabricatului are mai puţină importanţă decît la aproape toate celelalte tipuri de operaţii de forjare, deoarece ciocanele, atacînd în mod treptat semifabricatul pe porţiuni succesive relativ înguste, sfărîmă treptat tot stratul de ţundăr, asigurînd o suprafaţă netedă piesei forjate.

De menţionat că temperatura de forjare necesară acestui procedeu este, în general, cu 100—120°C mai scăzută decît cea necesară la alte procedee de forjare, ceea ce duce la micşorarea cantităţii de ţundăr de pe semifabricate şi contribuie considerabil la mărirea duratei de funcţionare a cuptorului de încălzire.

f. *Posibilitatea executării operaţiilor pregătitoare* pentru operaţii ulterioare de matriţare sau refulare. La matriţarea pe ciocane şi, în special, pe maxiprese a pieselor cu variaţii mari de secţiune sînt necesare fie laminate cu profile periodice executate prin vălţuire elicoidală transversală în valţuri cu trei cilindri, fie piese preforjate, executate în valţuri cu doi cilindri. În cazul lipsei acestor utilaje, care presupun o fabricaţie de serie mare sau de masă, se poate utiliza cu rezultate comparabile profilarea prin întindere pe maşinile GFM. În mod similar, la refularea pe maşini de forjat orizontale, această profilare reduce la minimum numărul de treceri necesare.

g. *Costul redus al sculelor*, datorită principiului de forjare prin copiere a formei piesei forjate cu scule de forjare universale. S-a arătat anterior că maşina este dotată cu şase garnituri de ciocane universale, cu care se acoperă un interval de forjare de la diametrul de 20 la un diametru de 115 mm. Numai în cazul unor piese forjate cu profiluri complexe ca formă sau diferenţe între diametrele treptelor este nevoie de confecţionarea unor ciocane speciale. Aceste cazuri sînt destul de rare, în practică. Astfel, de exemplu, din 30 de repere pentru camioane şi tractoare, 24 repere se pot executa cu ciocane normale şi numai 6 repere necesită ciocane speciale.

Costul ciocanelor GFM raportat la tona de piese forjate, comparativ cu cel al sculelor de matriţare obişnuită (matriţe, ştanţe de debavurat), reprezintă o fracţiune neînsemnată (0,4—2%) din costul acestora, datorită următorilor factori :

— dimensiunile mici ale ciocanelor de forjat (greutatea unui ciocan variază în funcţie de tip de la 2 la 9 kg) ;

— durabilitatea ridicată a suprafeţei de lucru de 5 000—7 000 bucăţi piese forjate între două recondiţionări.

— posibilitatea unui număr mare de recondiţionări (prin retuşarea suprafeţei de lucru, iar la uzarea stratului de metal dur, printr-o reîncărcare prin sudură a suprafeţei de lucru) ;

— eliminarea necesităţii oţelurilor de matriţe prin sudarea stratului de stelit al suprafeţei de lucru pe corpul de bază confecţionat din oţel de construcţie ;

— eliminarea necesităţii unor maşini de frezat prin copiere, ciocanele executîndu-se în dispozitive speciale pe strunguri şi maşini de rectificat obişnuite.

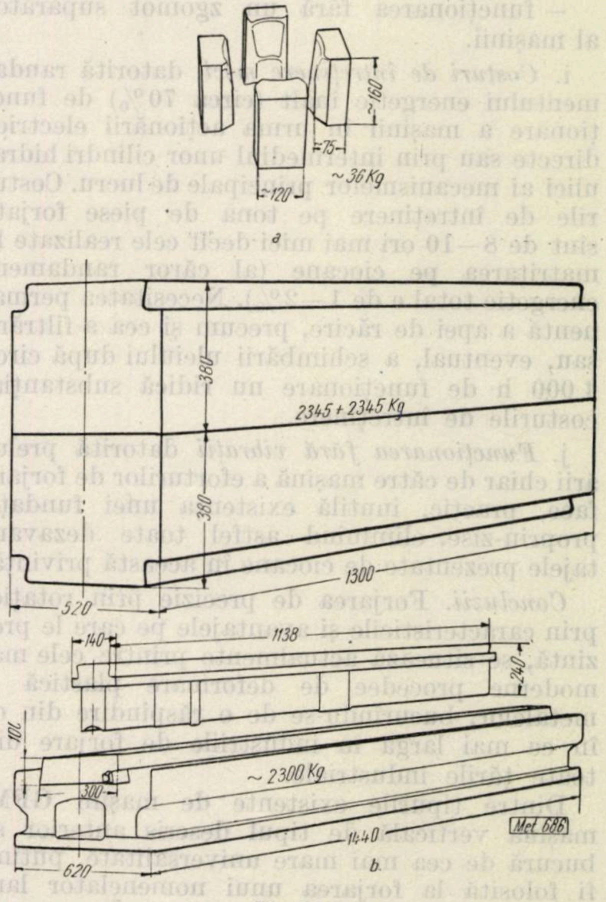


Fig. 21

În figura 21 este arătată, comparativ, mărimea ciocanelor GFM faţă de matriţa şi de ştanţa de debavurat necesară pentru executarea prin matriţare pe un ciocan cu contralovitură de 16 000 kgm a osiei de tractor din figura 14. În acest caz, greutatea ciocanelor GFM (36 kg) reprezintă circa 0,5% din greutatea sculelor de matriţare (circa 7 000 kg).

Pe lîngă economia evidentă de metal, care apare în cifrele de mai sus, se adaugă economia rezultată din durabilitatea relativă mult mai mică a matriţelor la care numărul de recondiţionări a gravurii este limitat de înălţimea minimă admisibilă la montarea acestora pe ciocan.

h. *Îmbunătăţirea condiţiilor de muncă*, datorită următorilor factori :

— comanda automată a procesului de forjare ;

— posibilitatea uşoară de mecanizare a manipulării semifabricatelor şi pieselor forjate gata ;

— muncitorii nu sînt obligați a fi în timpul forjării în imediata apropriere a semifabricatului care iradiază căldură;

— eliminarea necesității utilizării unui lubrifiant sau a rumegușului de lemn, deci lipsa fumului și a pericolului de traumatisme (existent la folosirea rumegușului de lemn);

— funcționarea fără un zgomot supărător al mașinii.

i. *Costuri de întreținere mici*, datorită randamentului energetic înalt (circa 70%) de funcționare a mașinii în urma acționării electrice directe sau prin intermediul unor cilindri hidraulici ai mecanismelor principale de lucru. Costurile de întreținere pe tona de piese forjate sînt de 8—10 ori mai mici decît cele realizate la matrițarea pe ciocane (al căror randament energetic total e de 1—2%). Necesitatea permanentă a apei de răcire, precum și cea a filtrării sau, eventual, a schimbării uleiului după circa 4 000 h de funcționare nu ridică substanțial costurile de întreținere.

j. *Funcționarea fără vibrații* datorită preluării chiar de către mașină a eforturilor de forjare face, practic, inutilă existența unei fundații propriu-zise, eliminînd astfel toate dezavantajele prezentate de ciocane în această privință.

Concluzii. Forjarea de precizie prin rotație, prin caracteristicile și avantajele pe care le prezintă, se situează actualmente printre cele mai moderne procedee de deformare plastică a metalelor, bucurîndu-se de o răspîndire din ce în ce mai largă în industriile de forjare din toate țările industriale.

Dintre tipurile existente de mașini GFM, mașina verticală de tipul descris anterior se bucură de cea mai mare universalitate, putînd fi folosită la forjarea unui nomenclator larg de piese din construcția de mașini. În prezent, în țările socialiste se acordă o atenție deosebită noului procedeu, trecîndu-se la executarea unor mașini de fabricație proprie; în U.R.S.S., R.D.G. și R. P. Chineză sînt deja executate exemplare prototip de mașini verticale de forjat de diferite mărimi.

Pentru industria noastră, procedeul GFM prezintă interes, îndeosebi, pentru forjarea pieselor pentru auto și tractoare, a axelor rotoarelor pentru electromotoare, a axelor în trepte din construcția de mașini-unelte, mașini textile, pompe etc.; pe mașini speciale se va putea trece și la forjarea elementelor de îmbinare ale țevilor de foraj, la tragerea în bare a oțelurilor rapide, precum și la forjarea din țeavă a osiilor de vagoane.

Ținînd seamă de costul ridicat al unor asemenea mașini și de noutatea și complexitatea procedeului, privind mai ales întocmirea tehnologiei, întreținerea mașinilor și execuția sculelor, pentru o cît mai rațională utilizare a mașinilor se impune gruparea acestora în numai cîteva din atelierele de forjă mari din industria noastră, în care ar urma să se execute prin colaborare piese forjate și pentru celelalte întreprinderi beneficiare. Experiența din țările cu industrie dezvoltată a dovedit că cheltuielile de transport legate de o asemenea colaborare sînt mult mai mici decît pierderile care ar rezulta din exploatarea numai parțială a unor utilaje atît de costisitoare, răspîndite în mai multe forje mici.

Introducerea procedeelor moderne de forjare, cum sînt: forjarea de precizie prin rotație, matrițarea pe maxiprese, matrițarea prin extruziune, matrițarea pinioanelor cu dantură, laminarea inelelor de rulmenți etc., îmbinate cu încălzirea prin inducție a semifabricatelor, reprezintă realizări importante care constituie doar un început pentru introducerea noului în întregul sector de forjare și matrițare din țara noastră.

CZ 669.1.04:621.791.7

Aplicarea sudurii sub flux la întreținerea agregatelor în siderurgie

Ing. O. KLÖCKL și C. PLEȘA
Combinatul siderurgic – Hunedoara

Progresul rapid în tehnologia sudurii a deschis perspective noi pentru aplicarea pe scară largă a acesteia în siderurgie, la recondiționarea pieselor.

În siderurgie, condițiile de folosire a agregatelor în mediu prăfos, la temperaturi ridicate, la variații mari și frecvente de temperatură, accelerează uzura lor. Piesele sînt mari, de obicei unicate, cu ciclu lung de fabricație. În aceste condiții, recondiționarea pieselor uzate prin sudură este deosebit de avantajoasă.

Sudura manuală este o metodă foarte răspîndită la repararea pieselor avariate, dar aplicarea ei este neproductivă, mai ales la piesele mari și grele, ceea ce a determinat înlocuirea sudurii manuale cu alte metode de sudură mai operative, automate sau semiautomate, și anume sudura sub flux. Amperajul mărit la această metodă de sudură sub flux admite depuneri de metal mărite, cu o pătrundere adîncă a sudurii în piesa care se încarcă. Aceste caracteristici ale procedeului pretează metoda la repararea fusurilor rupte ale cilindrilor de laminor, ale cilindrilor dințați de laminor și la îmbinarea altor piese avariate de dimensiuni mari.

Tehnologia însușită în combinat * a asigurat executarea acestor lucrări în condiții bune. Figura 1 arată sudura unei palete noi la un cilindru de la laminorul degrosisor cu diametrul de 800 mm. Bulonul pentru centrarea piesei a format chiar cilindrul rupt strunjit corespunzător. De asemenea la îmbinare s-a ținut seamă de proporționalitatea recomandată între adîncimea și lățimea sudurii în vederea evitării unor amorse de crăpături în sudură, datorită solicitării alternative a cilindrului.

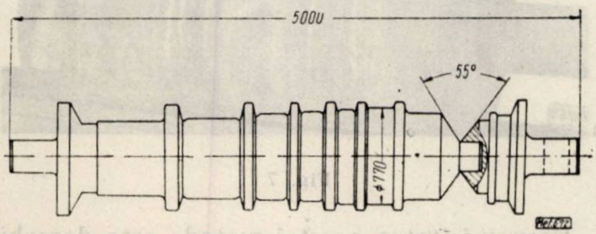


Fig. 1

Înaintea începerii sudurii, piesele de îmbinat au fost încălzite uniform pe mașina de încărcat cu sudură sub flux la 300—350°C. Sudura s-a executat cu sîrmă din oțel aliat 41MoC11 cu diametrul de 5 mm; cilindrul și paleta au fost din oțel 50VC11. S-a folosit fluxul acid UM90. După terminarea sudurii, cilindrul s-a detensionat la 400—450°C, timp de opt ore, pe mașina de încărcat cu sudură. În continuare s-a răcit încet încă 24 h, fiind ferit de curenții de aer prin plăci de azbest. Cilindrul reparat în condițiile de mai sus lucrează în continuare în caja de laminor, fără să se observe fisuri la locul de îmbinare.

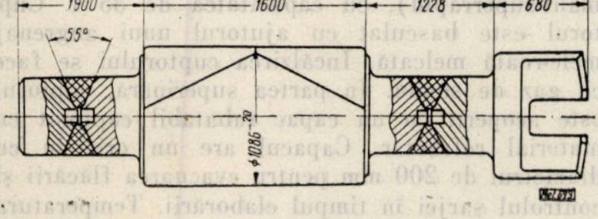


Fig. 2

În figura 2 se arată desenul îmbinării executate la un cilindru de laminor dințat. Pentru centrarea celor două piese s-a folosit un bulon. Tehnologia aplicată a fost aceeași ca la cilindrul de laminor.

Figura 3 arată îmbinarea pregătită pentru sudură, iar figura 4 arată cilindrul în timpul sudurii.

Încărcarea cilindrilor de laminor cu sîrmă înalt aliată mărește durabilitatea cilindrilor pentru liniile degrosisoare de cel puțin 3—4

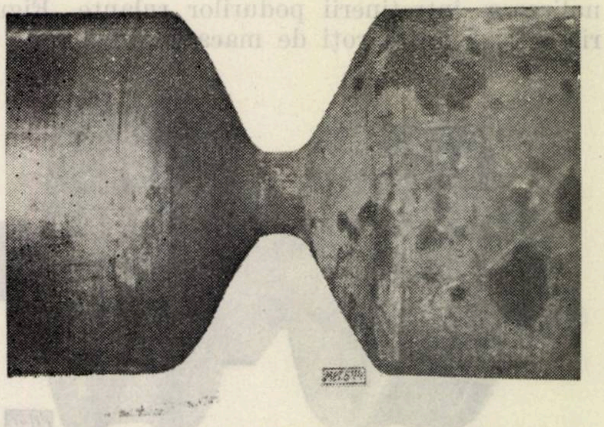


Fig. 3

ori. Figura 5 arată un cilindru încărcat cu sîrmă înalt aliată cu 18% Cr.

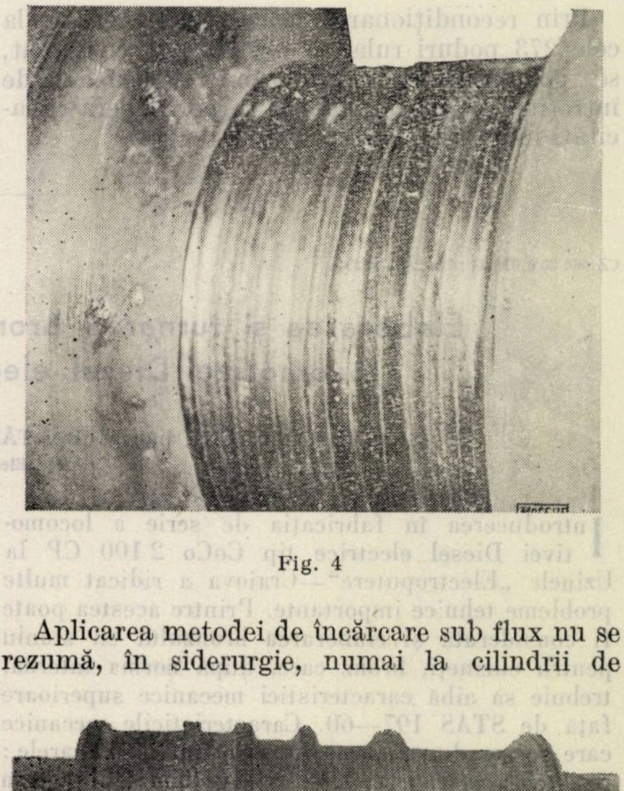


Fig. 4

Aplicarea metodei de încărcare sub flux nu se rezumă, în siderurgie, numai la cilindrii de

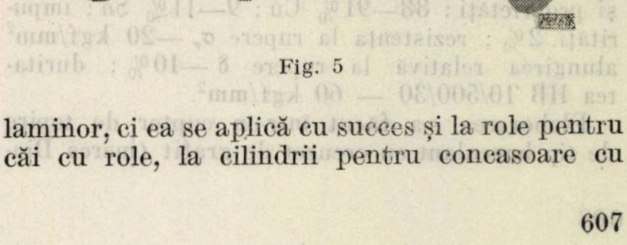


Fig. 5

laminor, ci ea se aplică cu succes și la role pentru căi cu role, la cilindrii pentru concasoare cu

---

* Metalurgia 15, nr. 5, 1963, p. 367.

cilindri, adică la toate piesele cilindrice de dimensiuni mai mari, expuse uzurii. Se încarcă cu succes și roți de macarale, ceea ce, într-un combinat siderurgic, contribuie mult la raționalizarea întreținerii podurilor rulante. Figurile 6 și 7 arată roți de macara grupate pe o axă, după încărcarea lor cu mașina de încărcare sub flux.

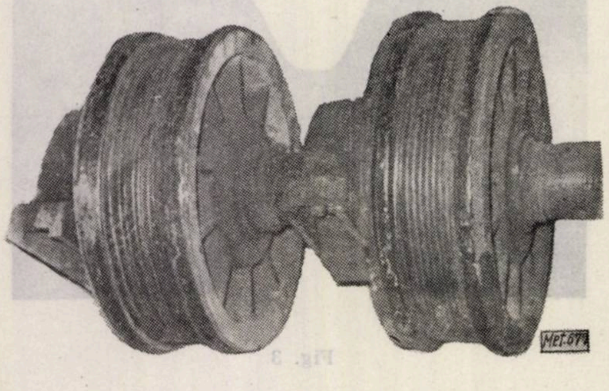


Fig. 6

Prin recondiționarea celor 1 200 roți de la cele 273 poduri rulante existente în combinat, se pot diminua considerabil cheltuielile de întreținere a macaralelor și se pot elibera capacități importante la turnătoria de oțel.

Astfel, în anul 1961 s-au recondiționat 22 bucăți roți de poduri rulante, iar în anul 1962, 188 bucăți. Recondiționarea se execută cu sîrmă aliată, de obicei de calitatea 41MoC11, care asigură o durabilitate mai mare decît în cazul roții inițiale din oțel carbon obișnuit.

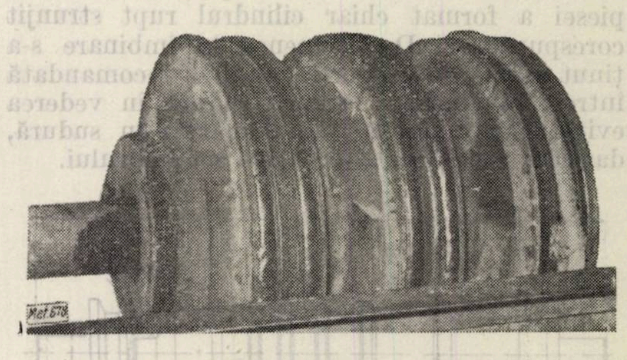


Fig. 7

Economicitatea acestei metode este deosebit de mare, ținînd seamă că metalul depus prin sudură, în greutate de 5—8% din greutatea piesei, recondiționează piesa și asigură o prelucrare prin așchiere mai ușoară, cu adaos de prelucrare minim.

CZ 669.35'6.018.24 : 625.282—833.6

Elaborarea și turnarea bronzului cu staniu pentru cuzineții locomotivei Diesel electrice tip CoCo 2100 CP

Ing. I. BALINTONI, ing. M. BĂLTĂNOIU, ing. S. ȘONTEA și ST. TERPOVICI
Uzinele „Electroputere"—Craiova

Introducerea în fabricația de serie a locomotivei Diesel electrice tip CoCo 2 100 CP la Uzinele „Electroputere"—Craiova a ridicat multe probleme tehnice importante. Printre acestea poate fi considerată și elaborarea bronzului cu staniu pentru cuzineți, bronz care, după norma internă, trebuie să aibă caracteristici mecanice superioare față de STAS 197—60. Caracteristicile mecanice care se cer după norma internă sînt următoarele: rezistența la rupere σ_r — 20 kgf/mm^2; alungirea relativă la rupere δ — 12%; duritatea HB — 70 kgf/mm^2.

După STAS 197—60, bronzul cu staniu turnat (Bz 10 T) trebuie să aibă următoarea compoziție și proprietăți: 88—91% Cu; 9—11% Sn; impurități 2%; rezistența la rupere σ_r —20 kgf/mm^2 alungirea relativă la rupere δ —10%; duritatea HB 10/500/30 — 60 kgf/mm^2.

Elaborarea s-a făcut într-un cuptor de topire de tip basculant cu creuzet de grafit (marca Diamant-superrapid), cu capacitatea de 35 l. Cuptorul este basculat cu ajutorul unui angrenaj melc-roată melcată. Încălzirea cuptorului se face cu gaz de sondă. În partea superioară, cuptorul este acoperit cu un capac rabatabil căptușit cu material refractar. Capacul are un orificiu cu diametrul de 200 mm pentru evacuarea flăcării și controlul șarjei în timpul elaborării. Temperatura băii este urmărită cu ajutorul pirometrului optic.

Se folosesc următoarele materii prime: cupru electrolitic deșeu din fabricația curentă (mașini electrice, aparataj electrotehnic, transformatoare); staniu tehnic pur în blocuri.

Înainte de folosire, materia primă este controlată din punctul de vedere al calității. Materialul folosit se debitează în bucăți de lungime mică. Cantitățile de material folosite sînt cîntărite la un cîntar automat. Creuzetul de grafit se pregătește înainte de încărcare prin ungere cu ulei și uscare la 350°C, timp de 12—14 h, într-un cuptor de uscat forme, pentru eliminarea completă a umidității.

După încălzirea creuzetului pînă la 850—900°C se introduce o cantitate mică de 3—4 kg mangal pentru formarea stratului protector al băii. Se introduce apoi, treptat, cupru preîncălzit, ridicîndu-se temperatura cuptorului pînă la topirea completă a acestuia. În acest timp se urmărește ca stratul de mangal să acopere complet baia pentru a evita oxidarea accentuată a acesteia. După topirea completă începe prima etapă a dezoxidării, care se face cu CuP 13 %, timp de cinci minute. S-a folosit circa 1 kg CuP 13 %, la șarja a cărei greutate este de 277,5 kg, adică 0,0036 kg CuP 13 % la 1 kg încărcătură.

În timpul dezoxidării, baia se amestecă intens cu lemn de mesteacăn verde, care contribuie la îndepărtarea oxigenului. În acest timp se preîncălzește staniul pentru eliminarea umidității și a pierderilor de căldură în baie. Acesta este introdus treptat în baia topită, în cantitate de 26,5 kg/250 kg cupru. Protecția băii metalice se asigură în continuare cu ajutorul mangalului. La introducerea staniului, temperatura băii este de aproximativ 1 220°C, iar după introducerea acestuia scade la 1 150°C.

După introducerea staniului se continuă agitarea cu lemn de mesteacăn verde, menținîndu-se temperatura de 1 130—1 150°C la care se toarnă bronzul. Turnarea se face cu ajutorul oalelor de turnare căptușite refractar, cu capacitatea de 80 kg, în forme de nisip.

Tabela 1

Numărul șarjei	Compoziția chimică, %			Caracteristici necesare		
	Cu	Sn	impurități	σ_r, kgf/mm^2	δ, %	HB, kgf/mm^2
113	89,8	9,0	1,2	23,5	15,5	107
108	90,84	9,10	0,06	21,4	13,5	96,1
135	90,66	9,30	0,04	22,0	12,0	87,7
123	90,66	9,33	0,01	24,5	25,5	104,6
109	90,08	9,56	0,56	21,5	13,5	98,35
121	90,32	9,47	0,21	24,1	21,5	103,0
122	90,15	9,59	0,26	24,5	19,0	97,2
133	90,32	9,65	0,03	21,5	16,0	87,5
125	90,32	9,66	0,02	24,0	21,5	115,0
114	90,24	9,75	0,01	22,4	22,0	108,0
119	90,8	9,1	0,1	23,5	18,5	116,5
116	90,02	9,84	0,14	22,1	16,0	150,6
134	90,10	9,85	0,05	22,0	12,0	90,9
115	90,11	9,87	0,02	21,0	16,5	107,0
126	89,70	9,88	0,50	23,4	16,0	99,5
130	89,80	10,16	0,04	22,5	16,5	—
111	88,86	10,24	0,90	20,5	15,0	110,0
127	89,28	10,25	0,47	28,02	26,5	134,5
124	89,48	10,51	0,01	22,5	17,5	87,8
118	89,27	10,52	0,11	24,1	19,0	108,5
129	89,39	10,50	0,11	19,1	21,5	87,5
110	89,01	10,96	0,06	22,5	21,0	92,8
108	88,60	11,0	0,40	20,8	14,0	98,5

Pentru verificarea calității bronzului pentru cuzineți elaborat în acest fel au fost executate analize chimice pentru stabilirea compoziției chimice a fiecărei șarje, încercări mecanice pentru determinarea rezistenței la rupere, alungirii și durității. De asemenea, s-au executat analize metalografice macro- și microscopice și analize de dilatometrie.

Compoziția chimică a șarjelor analizate și rezultatele încercărilor sînt arătate în tabela 1. După cum se observă, compoziția chimică este corespunzătoare STAS 197—60, procentul de impurități fiind foarte redus.

În figura 1 se arată modul de variație a rezistenței la rupere, alungirii și durității în funcție de procentul de staniu într-un domeniu restrîns care caracterizează aliajul.

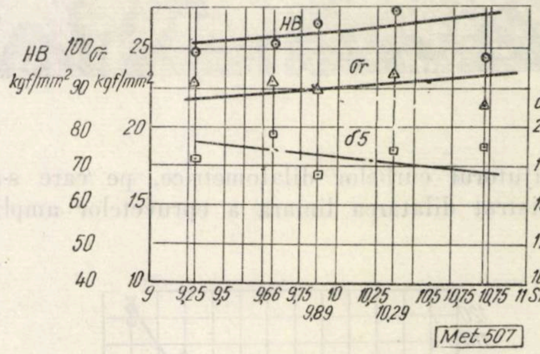


Fig. 1

Din figură se observă că rezistența la rupere și duritate prezintă o creștere ușoară la concentrații de staniu între 9,25 și 10,75 %, în timp ce alungirea relativă scade în același interval de concentrații în mod mai evident.

În figura 2*a* este redată macrostructura șarjei 124. Reactivul pentru corodare a fost format dintr-o compoziție de acid azotic concentrat 75 cm^3 și acid acetic glacial 25 cm^3.

Macrostructura indică prezența dendritelor, cu segregații cristaline pronunțate, formate din soluția solidă de substituție α a staniului în cupru.

Figura 2*b*, *c* și *d* reprezintă microstructura corodată a șarjelor 118, 127 și 109 (tabela 1) la mărirea 120. Corodarea s-a făcut electrolitic folosind reactivul acid fosforic 45 %. Microstructura acestor șarje are o formă dendritică, cu dendrite mari de formă neregulată dispuse în masa de bază a soluției solide. Repartiția dendritelor în bronzurile cu conținut mai ridicat de Sn (fig. 2*b* și *c*) este omogenă, acestea prezentînd ramificații cu toate direcțiile cîmpului. În bronzul cu conținut mai mic de Sn (fig. 2*d*) se observă prezența unor dendrite de formă neregulată, alungite și repartizate neuniform.

Pentru studiul dilatometric s-a folosit dilatometrul diferențial. Epruvetele au formă cilindrică cu lungimea de 65 mm şi cu diametrul de 12 mm. Încălzirea probelor s-a făcut la 600°C.

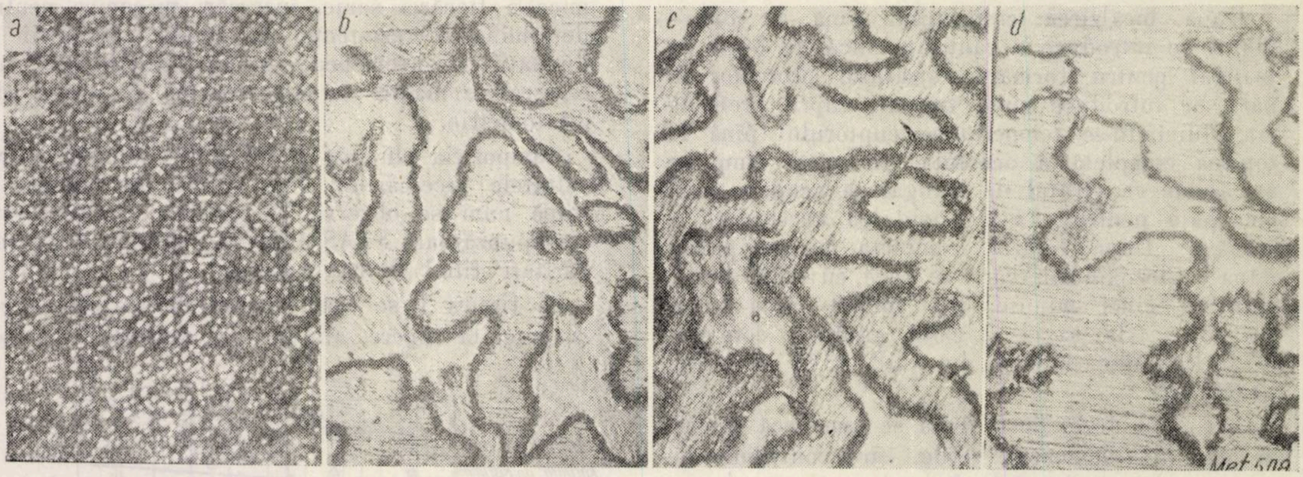


Fig. 2

Cu ajutorul curbelor dilatometrice, pe care s-a înregistrat dilatarea liniară a epruvetelor amplificată de 200 ori, s-au determinat alungirea în μ/cm şi coeficientul de dilatare liniar. Pe baza acestor rezultate s-a trasat diagrama arătată în figura 3.

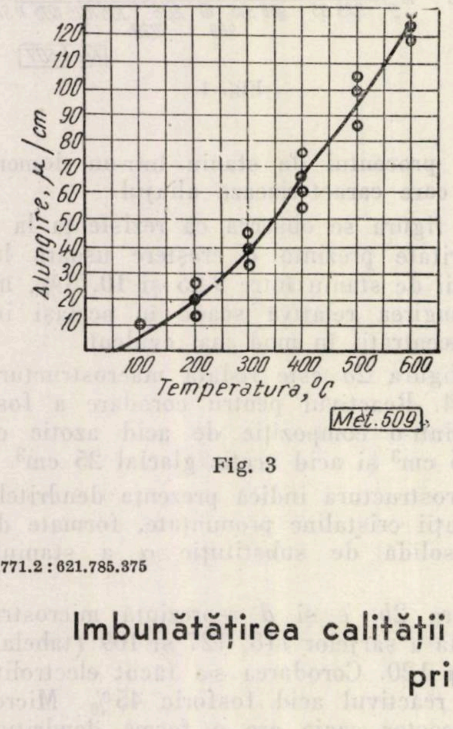


Fig. 3

Din rezultatele prezentate rezultă că bronzul elaborat are proprietăţi mecanice superioare în comparaţie cu STAS 197—60 şi cu norma internă ; astfel rezistenţa la rupere medie realizată este de 22,6 kgf/mm^2 faţă de 20 kgf/mm^2 prevăzută în STAS 197—60 şi în normă, ceea ce reprezintă o creştere cu 13%. Alungirea relativă medie realizată este de 17,7%, faţă de 10% cît prevede STAS 197—60 şi 12% cît prevede norma internă. Creşteri corespunzătoare au fost înregistrate şi la duritate.

Coeficientul de dilatare liniară obţinut este corespunzător compoziţiei chimice.

Îmbunătăţirea tehnologiei de turnare şi urmărirea cu atenţie a procesului de elaborare au dus la creşterea substanţială a calităţii bronzului cu staniu pentru cuzineţi, fapt confirmat şi de lucrările experimentale efectuate pe probe luate din şarjele respective.

CZ 621.771.2 : 621.785.375

Imbunătăţirea calităţii cilindrilor pentru linia fină şi mijlocie prin tratament termic

Ing. A. IONESCU
U.C.M. – Reşiţa

In general tratamentul termic al cilindrilor de laminoare se prescrie în funcţie de compoziţia chimică, secţiunea şi destinaţia cilindrului, precum şi de solicitările la care va fi supus în timpul exploatării.

Astfel, la cilindrii pentru linia fină şi mijlocie, pentru profiluri simple, turnaţi dintr-un oţel hipereutectoid, care nu sînt supuşi la solicitări prea mari, se poate aplica numai un tratament termic de detensionare, adică : cilindrul se scoate din formă la temperatura de 650—700°C şi se introduce într-un cuptor, încălzit în prealabil, la aceeaşi temperatură. Se menţine la această temperatură 10—14 ore, urmînd apoi o răcire lentă a cilindrului în cuptor, conform diagramei din figura 1. Prin acest tratament se urmărește doar înlăturarea tensiunilor de turnare, structura de turnare rămînînd neschimbată, prezentînd foarte multă cementită, plasată la limita cristalelor sub formă de rețea (fig. 2 a, × 100).

În cazul în care nu se pot introduce în cuptor cilindri în stare roșie, se recomandă ca după

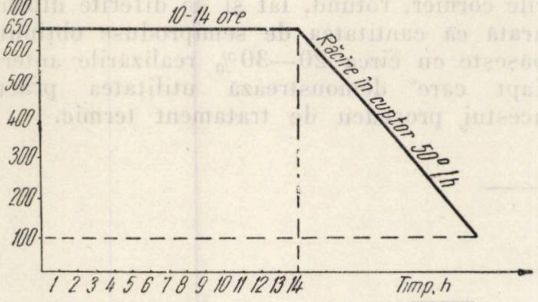


Fig. 1

turnare, să se realizeze o răcire foarte lentă. În acest caz dezbaterea se va face cu grijă, din cauza tensiunilor de turnare foarte pronunțate, iar încălzirea cilindrilor pînă la temperatura de 650—700°C se va face foarte lent. Menținerea

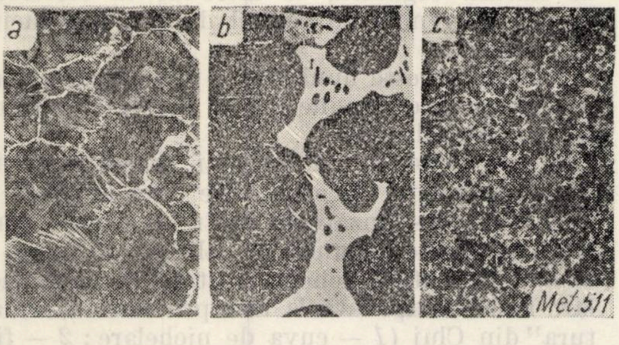


Fig. 2

la temperatura de regim și răcirea după tratament se vor face în același mod.

Încercările mecanice făcute pe probe prelevate din cilindru nu au dat rezultate, pentru faptul că materialul a fost foarte casant, prezentînd o ruptură prematură.

Acest gen de cilindri se toarnă dintr-un oțel hipereutectoid cu următoarea compoziție: 1,4—1,6% sau 1,8—2% C; 0,8—1,1% Cr și 0,25—0,40% Mo.

Cilindrii cu diametrul mai mare, care trebuie să reziste la solicitări mai importante, au fost supuși unui tratament termic mai complet, în sensul îmbunătățirii structurii de turnare. În structură mai rămîn ceva separări de cementită, care nu sînt supărătoare (fig. 3).

S-au făcut încercări mecanice și s-au obținut valori ale rezistenței la tracțiune de 70 kgf/mm^2, alungirea fiind foarte mică. Rezultă că materialul este lipsit de plasticitate, ceea ce se explică

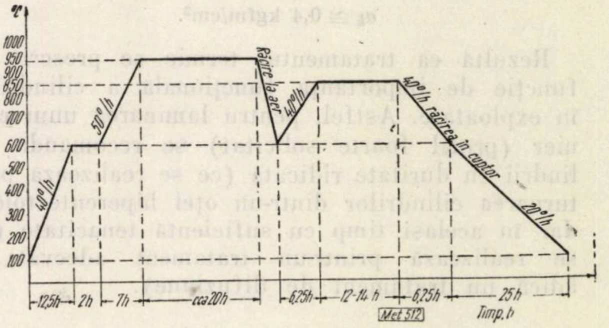


Fig. 3

prin faptul că cilindiri sînt turnați dintr-un oțel hipereutectoid.

Pentru cilindrii care sînt supuși la solicitări mai înalte se recomandă să se practice un tratament termic complex, în sensul îmbunătățirii structurii și tenacității.

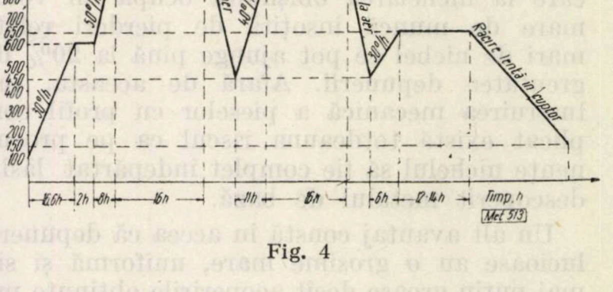


Fig. 4

Tratamentul termic prescris s-a efectuat conform diagramei din figurile 4 și 5.

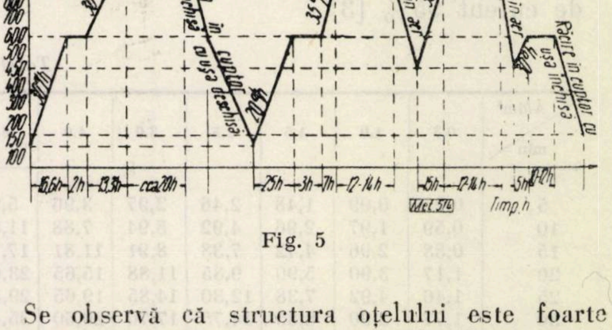


Fig. 5

Se observă că structura oțelului este foarte omogenă, și formată din cristale foarte mici (fig. 2, c).

Valorile încercărilor mecanice determinate pe probe prelevate din fusul inferior al cilindrului sînt următoarele :

$$\sigma_r \cong 100\ \text{kgf/mm}^2;\quad \sigma_r \cong 65\ \text{kgf/mm}^2;\quad \delta_5 \cong 3\,\%;$$
$$a_k \cong 0{,}4\ \text{kgfm/cm}^2.$$

Rezultă că tratamentul termic se prescrie în funcție de importanța funcțională a cilindrilor în exploatare. Astfel, pentru laminarea unui cornier (profil foarte solicitat) se recomandă cilindrii cu duritate ridicată (ce se realizează prin turnarea cilindrilor dintr-un oțel hipereutectoid), dar în același timp cu suficientă tenacitate (ce se realizează printr-un tratament adecvat — adică un tratament de difuziune).

Profilurile realizate în condițiile de exploatare cu acești cilindri prezintă o suprafață netedă.

În concluzie, aplicarea tratamentului termic în funcție de destinația și calitatea oțelului din care se toarnă un cilindru va conduce la obținerea unui material foarte dur, dar suficient de tenace, care va face față condițiilor din exploatare.

Realizările practice obținute pentru profilurile cornier, rotund, lat și de diferite dimensiuni arată că cantitatea de semiproduse obținute depășește cu circa 20—30% realizările anterioare, fapt care demonstrează utilitatea practicării acestui procedeu de tratament termic.

CZ 669.248:669.268 : 21.747

Nichelarea și cromarea lucioasă a pieselor turnate din alamă

Ing. E. GRÜNWALD

Nichelarea lucioasă este un procedeu modern aplicat pentru scopuri decorative și de protecție. Principalul avantaj al acestui procedeu este eliminarea operației de lustruire mecanică, care la nichelarea obișnuită ocupă un volum mare de muncă însoțită de pierderi relativ mari de nichel ce pot ajunge pînă la 20% din greutatea depunerii. Afară de aceasta, prin lustruirea mecanică a pieselor cu profil complicat există totdeauna riscul ca pe proeminențe nichelul să fie complet îndepărtat lăsînd descoperit metalul de bază.

Un alt avantaj constă în aceea că depunerile lucioase au o grosime mare, uniformă și sînt mai puțin groase decît acoperirile obținute prin metoda obișnuită de nichelare [2].

Întrucît compoziția electrolitului și temperatura ridicată de lucru a acestui procedeu permit folosirea unor densități mari de curent, nichelarea este mai rapidă. Din tabela 1 se poate vedea variația grosimii stratului depus funcție de densitatea de curent considerînd randamentul de curent 95% [3].

Tabela 1

A/dm² / min	0,3	1,0	1,5	2,5	3,0	4,0	6.0
5	0,29	0,99	1,48	2,46	2,97	3,96	5,91
10	0,59	1,97	2,96	4,92	5,94	7,88	11,81
15	0,88	2,96	4,42	7,38	8,91	11,81	17,70
20	1,17	3,90	5,90	9,85	11,88	15,65	23,60
25	1,46	4,92	7,38	12,30	14,85	19,65	29,51
30	1,77	5,90	8,85	14,75	17,70	20,60	35,40
40	2,36	7,80	11,81	19,60	23,64	31,25	47,20
50	2,95	9,85	14,75	24,60	29,58	39,40	59,04
60	3,54	11,81	17,70	29,51	35,43	27,20	70,80

Electroliții utilizați în practica nichelării lucioase se caracterizează prin aceea că pe lîngă constituenții de bază ei mai conțin adaosuri speciale. Aceste adaosuri, în majoritatea lor de natură organică, se introduc în electrolit în cantități mici cu scopul de a ridica luciul depunerilor.

Nichelarea este unul dintre procedeele galvanotehnice care impune severe condiții de puritate a electrolitului.

Aceste condiții sînt și mai pretențioase în cazul nichelării lucioase. De aici rezultă și măsurile corespunzătoare ce trebuie luate pentru a se obține depuneri de calitate. În figura 1 este reprezentată schema instalației de nichelare lucioasă aplicată la întreprinderea „Armătura" din Cluj (*1* — cuva de nichelare ; *2* — filtrul ; *3* — cuva pentru purificarea electrolitului de nichelare ; *4* — tablouri de comandă ; *5* — pompa pentru circulația electrolitului ; *6* — mecanismul pentru mișcarea barelor catodice ; *7* — piesele supuse nichelării ; *8* — catodul de fier).

În timpul funcționării, electrolitul este trecut continuu prin filtrul *2* și de aici în cuva de electroliză *3*. În această cuvă se îndepărtează pe cale electrolitică impuritățile acumulate în baie, folosind un catod din tablă de fier ondulată *8*.

Pentru ca operațiile de filtrare și purificare să fie eficiente, este necesar ca întreg volumul celulei de nichelare să treacă cel puțin o dată în timp de opt ore prin această instalație de recondiționare a electrolitului.

Agitarea electrolitului se realizează prin mișcarea barelor catodice în plan orizontal cu ajutorul unui motor electric prevăzut cu reductor de viteză. Se lucrează la temperatura de 55—60°C.

În aceste condiții se pot aplica densități de curent de 2—5 A/dm² față de valorile 0,2—0,5 A/dm², folosite în procedeul obișnuit de nichelare care se realizează la temperatura camerei și în absența agitării.

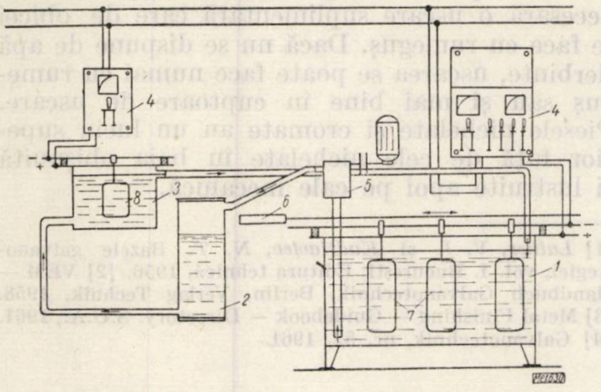


Fig. 1.

Pentru a asigura o desfășurare normală a procesului de nichelare este necesar controlul periodic al compoziției electrolitului. Acest control poate fi făcut fie prin dozare chimică a constituenților băii, inclusiv a impurităților, fie pe cale electrochimică folosind celule de construcție specială.

Actualul proces tehnologic, aplicat la întreprinderea „Armătura" din Cluj, este rezultatul unor încercări în laboratorul întreprinderii, folosind baia de nichelare lucioasă cu compoziția : $NiSO_4$ — 350 g/l ; NaCl — 30 g/l ; H_3BO_3 — 30 g/l ; $MgSO_4$ — 10 g/l ; zaharină — 5 g/l ; furfurol — 1 ml/l.

Acestui electrolit i s-a mai adăugat și 0,05—0,1 g/l de arilalchil sulfonat 30% pentru a ușura desprinderea bulelor de hidrogen degazat pe suprafața pieselor de nichelat.

Experiențele efectuate au arătat că nichelarea tablelor laminate și a benzilor de alamă se poate realiza fără nici o dificultate. Pentru aceste materiale sînt suficiente următoarele operații : degresarea în benzină, degresarea electrochimică, spălarea în apă, decaparea în HCl, spălarea în apă și apoi nichelarea. După aplicarea unui strat de crom peste nichelul lucios s-a constatat în urma încercărilor de aderență că nichelul aderă foarte bine la metalul de bază.

Aplicînd însă același proces tehnologic pieselor turnate se obțin rezultate nesatisfăcătoare în privința aderenței depunderii.

Din aceste experiențe preliminare s-a tras concluzia că aderența stratului este condiționată de compoziția aliajelor supuse nichelării (tabela 2) și de incluziunile pe suprafața pieselor turnate. Elementul de aliere care influențează negativ în măsura cea mai mare este plumbul.

Experiențele efectuate în continuare au arătat că se pot obține rezultate foarte bune dacă piesele turnate din alamă sînt cuprate în băi de cianuri înainte de nichelare.

Procesul tehnologic stabilit și aplicat în practică în momentul de față este următorul : 1) degresarea pieselor în benzină și uscarea lor ; 2) montarea pieselor pe dispozitive ; 3) degresare electrochimică, folosind băi cu compoziția : NaOH — 25 g/l ; Na_2CO_3 50 g/l ; Na_3PO_4 — 20 g/l ; arilalchilsulfonat 30% — 2 g/l ; densitatea de curent 3—6 A/dm² ; timpul de degresare 1—2 min ; temperatura de lucru 20°C ; 4) spălarea în apă fierbinte (70—100°C) ; 5) spălare în apă rece curgătoare (două spălări) ; 6) cuprare în băi de cianură cu compoziția : CuCN—25 g/l ; Na_2CN—37 g/l ; Na_2CO_3—15 g/l ; NaOH—5 g/l ; densitatea de curent 0,3—1,0 A/dm² ; timpul de cuprare 30—60 s ; temperatura de lucru 18—25°C ; 7) spălare în apă rece curgătoare (2—3 spălări) ; 8) nichelare lucioasă folosind băi cu compoziția : $NiSO_4$ — 350 g/l ; NaCl—30 g/l ; N_3BO_3—30 g/l ; $MgSO_4$—10g/l ;

Tabela 2

Felul aliajului nichelat	Elementele determinate, %						Observații
	Cu	Sn	Pb	Fe	Al	Zn	
benzi	62,70	—	—	—	—	37,30	aderență foarte bună
table laminate	70,00	—	—	—	—	30,60	aderență foarte bună
bare trase	58,50	—	1,60	—	—	39,90	aderență foarte bună
piese turnate din cuptor rotativ	68,00	0,52	3,40	0,28	urme	27,80	aderență slabă
piese turnate în cochilii	63,00	0,80	2,00	0,33	0,47	33,40	aderență slabă
piese turnate din cuptor creuzet	65,97	0,70	1,23	0,17	0,085	31,84	aderență slabă

zaharină — 5 g/l; furfurol — 1 ml/l; densitatea de curent catodică 2—5 A/dm^2; timpul de nichelare 10—12 min; temperatura de lucru 55—60°C; 9) spălare în apă rece curgătoare; 10) spălare în apă fierbinte curgătoare (70—100°C); 11) demontarea pieselor de pe dispozitive.

În cazul cînd piesele nichelate urmează să fie cromate imediat, procesul tehnologic se completează cu următoarele operaţii după operaţia 9: 10) cromare lucioasă folosind băi cu compoziţia: CrO_3 — 400 g/l; H_2SO_4 — 4,0 g/l pentru piese profilate; densitatea de curent 15—30 A/dm^2; timpul de cromare 2—3 min; temperatura de lucru 45—50°C; 11) spălare preliminară în apă rece; 12) spălare în apă rece curgătoare; 13) spălare în apă fierbinte curgătoare (70—100°C); 14) demontarea pieselor de pe dispozitive.

Spălarea în apă fierbinte se face cu scopul de a usca piesele după scoaterea lor din baie.

Pentru piesele cu profil mai complicat este necesară o uscare suplimentară care de obicei se face cu rumeguş. Dacă nu se dispune de apă fierbinte, uscarea se poate face numai cu rumeguş sau şi mai bine în cuptoare de uscare. Piesele nichelate şi cromate au un luciu superior faţă de cele nichelate în baia obişnuită şi lustruite apoi pe cale mecanică.

---

[1] *Lainer, V. I.* şi *Kudriavţev, N. T.* Bazele galvanostegiei, vol. I. Bucureşti, Editura tehnică, 1956. [2] VEM — Handbuch Galvanotechnik. Berlin, Verlag Technik, 1958. [3] Metal Finishing — Guidebook — Directory. S.U.A., 1961. [4] Galvanotechnik, nr. 52, 1961.

EXTRASE

Consideraţii asupra stingerii uscate a cocsului

Cocsul incandescent, care la terminarea procesului de cocsificare are o temperatură de 950—1 100°C (în funcţie de tipul cuptorului şi de durata procesului), trebuie să fie răcit, într-un mod oarecare, cît mai repede posibil, pentru a împiedica arderea în aer liber.

La cocseriile clasice (care folosesc cărbuni aglutinanţi), răcirea cocsului se face prin stropire cu apă caldă de recirculaţie, direct în vagonul de stingere, sub turnuri de stingere, de unde rezultă pierderea totală a căldurii lui fizice; apoi cocsul răcit este întins pe rampe, pentru zvîntare, de unde este condus la sortare.

Stingerea trebuie să fie controlată pentru asigurarea constanţei caracteristicilor cocsului şi în special a umidităţii. Consumul de apă este de circa 1,8 m^3/t, cocs, din care 0,4 m^3/t se evaporă sau este adsorbită de cocs [1]. Apa în exces, după decantarea de şlam (nămol) şi filtrare, este recirculată, completîndu-se pierderile cu apă proaspătă sau apă fenolică, de preferinţă epurată.

Căldura recuperabilă care la stingerea normală este pierdută reprezintă o fracţiune importantă din cantitatea totală de căldură folosită pentru cocsificarea cărbunelui, fiind circa 40% din aceasta. Cantitatea de căldură susceptibilă a fi recuperată este de circa 290 000 kcal/t cocs (socotind cocsul incandescent la 1 000°C cu clădura specifică 0,35 kcal/kg°C, respectiv răcit la 250°C cu căldura specifică 0,25 kcal/kg°C) [2].

În aceste condiţii o cocserie cu o producţie zilnică de 1 000 t cocs poate produce suplimentar circa 350 t abur echivalînd cu 60 000 kWh energie electrică. Din contră, folosind stingerea umedă a cocsului, cocseria cheltuieşte echivalentul a 45—50 t cărbune convenţional pe zi, ceea ce corespunde la 16—18 000 t cărbune anual [3].

Costul cocsului reprezintă 40—50% (uneori şi peste 70%) din cheltuielile totale pentru elaborarea fontei; deci, reducerea preţului de cost al cocsului metalurgic are o mare influenţă asupra scăderii costului fontei [4]. Apropierea continuă a preţului de cost al cocsului metalurgic de preţul de cost al cărbunelui iniţial lărgeşte posibilităţile economice de cocsificare a cărbunelui, corelaţia dintre aceste preţuri determinînd, într-o mare măsură, utilitatea economică a folosirii sporite a cocsului.

Din structura cheltuielilor pentru procesul clasic de cocsificare a cărbunelui circa 19—26% reprezintă cheltuielile pentru combustibil tehnologic şi alte cheltuieli energetice [4]. Reducerea mare a cheltuielilor pentru combustibil se poate obţine prin folosirea căldurii fizice din uzinele cocsochimice (cocsului cald, gazului brut evacuat, a căldurii ce se pierde cu gazele de ardere). Dar introducerea stingerii uscate a cocsului constituie metoda de bază pentru reducerea acestui capitol de cheltuieli.

Prin stingerea umedă se pierd cantităţi foarte mari de căldură, şi pe de altă parte, se folosesc cantităţi considerabile de apă. Dar, în afară de aceasta, stingerea umedă mai are o serie de alte neajunsuri, şi anume:

— Stropirea bruscă a bucăţilor incandescente de cocs dă naştere la fisurări superficiale sau profunde. Aceasta conduce la o formare nedorită de mărunt, care poate avea diferite valori procentuale, după calitatea cocsului.

Chiar şi bucăţile mijlocii şi mai mari prezintă crăpături care conduc la creşterea procentului de mărunt la manipulările ulterioare sau la transport.

— Prin aburul sulfuros care se formează la stingerea umedă se provoacă în mod inevitabil coroziuni la instalaţiile de transport, turnurile de stingere şi construcţiile învecinate.

— Iarna se ivesc deseori deranjamente în funcţionarea vagonului de stingere umedă şi staţiilor de stingere, ca urmare a îngheţului. Cheltuielile de întreţinere care rezultă din acestea sînt mari.

— În afară de aceasta, vaporii de apă produşi viciază atmosfera prin încărcarea lor cu hidrogen sulfurat şi alte gaze nocive.

Principiul procedeelor de stingere uscată cu gaz inert. Dintre procedeele de stingere uscată a cocsului, realizate [5], [6], s-a generalizat acela care constă în cedarea căldurii sensibile a cocsului unui gaz inert, recirculat, care este folosit ca intermediar pentru producerea de abur direct în cazane recuperatoare.

Căldura sensibilă conţinută în cocsul incandescent este transmisă prin agentul fluid (gazul) inert la un schimbător de căldură, care poate fi, de la caz la caz, cazan cu abur, cazan de apă caldă la înaltă presiune (eventual combinat cu economizor), preîncălzitor al apei de alimentare sau al aerului comburant şi altele asemănătoare. Acest schimbător poate să servească, de asemenea, ca generator principal de căldură sau numai ca o treaptă de preîncălzire a unui sistem deschis sau închis de turbină cu gaze sau aer cald.

În figura 1 se arată schematic principiul sistemelor folosind stingerea uscată a cocsului : *A*, *B* — agent secundar de căldură (intrare, respectiv ieșire, de căldură utilă ; *a*, *b*, *c*, — circuitul gazului de răcire ; *1* — spațiul de răcire cu cocs incandescent ; *2* — schimbător de căldură ; *3* — suflanta pentru recircularea gazului de răcire ; *I* — încărcarea cocsului incandescent ; *II* — descărcarea cocsului răcit).

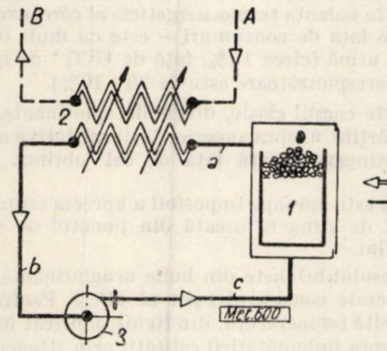


Fig. 1

Instalațiile realizate după acest procedeu au la bază tipurile puse la punct de firmele Sulzer și Collin [7], [8], [9], [10], [11], [12].

Procedeul Sulzer a găsit cea mai largă răspîndire ; cocsul este răcit, în exterior, în cuvă centrală, colectoare, prin gazul inert care este recirculat forțat [13], [14], [15], [16], [17].

Gazul inert de răcire, recirculat, conține, la sistemul Sulzer, mai ales, azot și CO_2 cu mici cantități de CO și H_2 și o cotă neînsemnată de O_2. El rezultă din produsele de ardere spontană în prima șarjă introdusă în cuvă.

În figura 2 se dă o secțiune printr-un răcitor uscat al cocsului, sistem Sulzer al cocseriei Lauchhammer (R.D.G.), unde : *1* — supraîncălzitor ; *2* — vaporizator ; *3* — antevaporizator ; *4* — preîncălzitor al apei de alimentare ; *5* — postrăcitor ; *6* — abur saturat ; *7* — suflante pentru gazul de răcire ; *8* — ciclon ; *9* — buncăr pentru praf ; *10* — dispozitiv de descărcare ; *11* — benzi de evacuare [13], [14].

După procedeul Collin cocsul incandescent este introdus într-o cuvă de răcire fixă (încorporată), iar răcirea se realizează tot prin gaze inerte recirculate forțat.

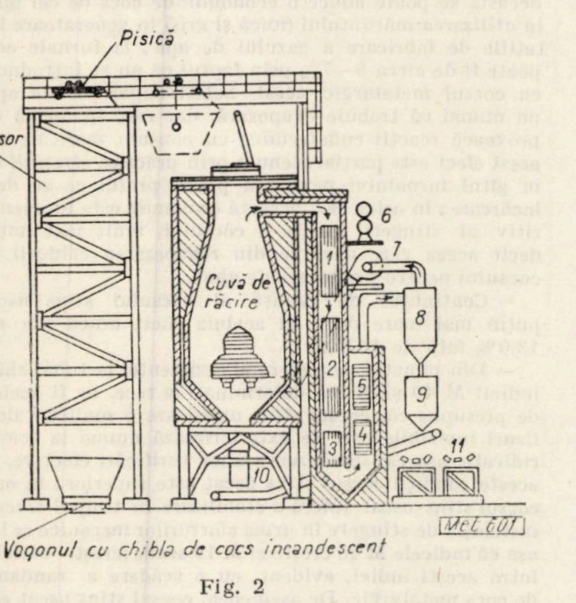


Fig. 2

La sistemul Collin, gazul de răcire este însăși gazul de cocs epurat sau gazul de cocs brut, cracat prin trecerea prin cocsul incandescent. I se dă denumiea de *inert*, deoarece, ca urmare a unei lipse aproape totale de oxigen, nu poate să provoace practic nici o ardere a cocsului incandescent. Infiltrările de aer la instalațiile îngrijite sînt neglijabile. Dimpotrivă, oxigenul aflat la început în gaz este treptat consumat în reacția dintre carbon și oxigen.

La sistemul Sulzer, cocsul dintr-un întreg șir de camere de cocsificare este răcit în același dispozitiv de răcire, fie simultan, fie succesiv.

Instalațiile de răcire după sistemul Collin prevăd în schimb pentru fiecare cameră de cocsificare (sau cel mult trei, combinate între ele) cîte o cameră de răcire proprie, în care se primește numai cocsul camerei (sau camerelor) respective, capacitatea camerei de răcire fiind corespunzătoare cantității de cocs ce se primește dintr-o cameră ; durata de răcire este de aproximativ 1/3 din durata de cocsificare.

La o funcționare discontinuă temperatura medie a gazelor calde este de 500—600°C, iar variațiile de temperatură la instalațiile industriale nu depășesc ±50°C, astfel că producția de abur poate fi considerată continuă, ca la sistemul Sulzer (tipul cu rezervor).

Acest regim (uniformitatea producției de abur și de presiune) se îmbunătățește în situația funcționării cuptoarelor în regim semicontinuu în trepte, mai rare sau mai dese, sau continue.

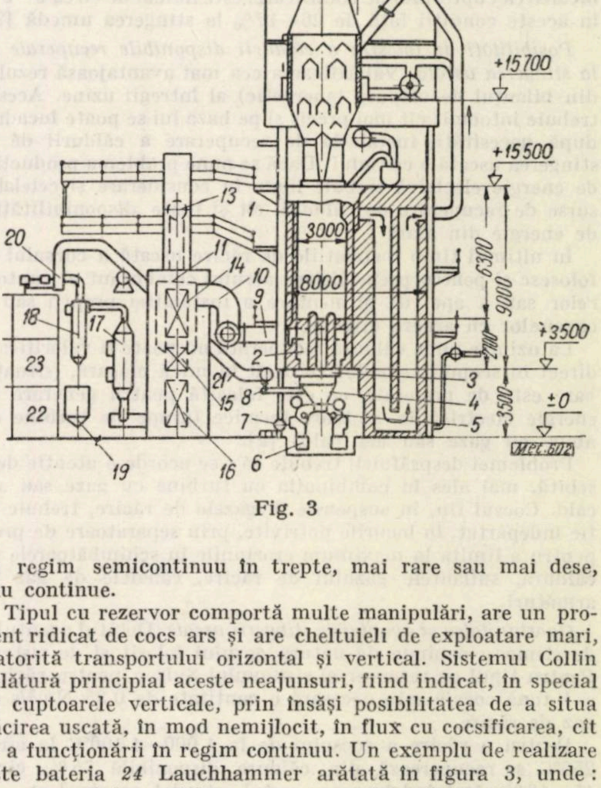


Fig. 3

Tipul cu rezervor comportă multe manipulări, are un procent ridicat de cocs ars și are cheltuieli de exploatare mari, datorită transportului orizontal și vertical. Sistemul Collin înlătură principial aceste neajunsuri, fiind indicat, în special la cuptoarele verticale, prin însăși posibilitatea de a situa răcirea uscată, în mod nemijlocit, în flux cu cocsificarea, cît și a funcționării în regim continuu. Un exemplu de realizare este bateria *24* Lauchhammer arătată în figura 3, unde : *1* — cameră de cocsificare ; *2* — cameră de răcire ; *3* — mecanism de propulsare cocs ; *4* — pîlnii metalice ; *5* — mecanism de golire cocs cu ecluze ; *6* — transportoare cu bandă ; *7* — grup de acționare ; *8* — ramificații pentru gaz rece ; *9* — ramificații pentru gaz cald ; *10* — conductă pentru gaz cald ; *11* — desprăfuitor primar ; *12* — traseu pentru produse de ardere ; *13* — supraîncălzitor de abur ; *14* — vaporizator ; *15* — antevaporizator ; *16* — economizor ; *17* — răcitor ulterior ; *18* — ciclon desprăfuitor ; *19* — buncăr de praf ; *20* — ventilator de recirculare ; *21* — conducta pentru gaz inert rece ; *22* — cabină pentru pompe ; *23* — cabină pentru aparatajul de măsură și automatizare [17].

Cantitate de căldură ce poate fi extrasă din cocsul incandescent se exprimă prin : $W = G\,(C_{m1} \cdot t_1 - C_{m2} \cdot t_2)$, kcal/h, în care : G este cantitatea de cocs ce se răcește, kg/h ; t_1 — temperatura la începutul răcirii, °C ; t_2 — temperatura la sfîrșitul răcirii, °C; C_{m1}, C_{m2} — căldura specifică medie a cocsului între t_1 (respectiv t_2) și + 20°C, avînd valorile curente de 0,35 pentru $C_{m.1}$ și 0,25 pentru C_{m2}, kcal/kg°C [5].

Din motive economice la stingerea uscată cocsul nu ar trebui răcit (de altfel ca și la stingerea umedă) pînă la temperatura mediului ambiant, ci numai pînă la 250—350°C, adică în medie pînă la 300°C, care este temperatura limită la care, pe de o parte, cocsul nu se mai aprinde cînd este lăsat în aer liber și, pe de altă parte, suprafețele schimbătorului de căldură nu sînt prea mari, deci neeconomice.

La cocsul-brichete, pentru protejarea benzilor, această răcire se face pînă la 80—100°C.

Gazul inert este răcit în cazanul propriu-zis pînă la circa 300°C și suferă în continuare o răcire (fără recuperare de căldură), în post-răcitorul cu apă, pînă la 80°C, temperatura cu care este adus la cuva de stingere a cocsului.

Modul cel mai potrivit de valorificare a căldurii recuperate depinde total de uzina în cadrul căreia funcționează instalația, deci de condițiile locale.

Cantitatea de căldură efectiv disponibilă la ieșirea din schimbător depinde nu numai de temperatura cocsului la început și la sfîrșit, ci și de randamentul întregului sistem de răcire, care la exploatarea normală are valori între, 0,80 și 0,95.

Se poate conta pe o recuperare netă de căldură de 235 000 kcal pe tona de cocs răcit. Pierderea de căldură pe tona de cocs produs, raportată la cheltuielile de combustibil, pentru încălzirea cuptorului de cocsificare, este numai de circa 9—5 % în aceste condiții față de 26—17 % la stingerea umedă [2].

Posibilități de folosire a căldurii disponibile recuperate de la stingerea uscată. Valorificarea cea mai avantajoasă rezultă din bilanțul de căldură (energetic) al întregii uzine. Acesta trebuie întocmit cît mai precis și pe baza lui se poate încadra, după necesități, instalația de recuperare a căldurii de la stingerea uscată a cocsului. Dacă se pune problema producției de energie electrică trebuie luate în considerare și celelalte surse de recuperare de căldură, cît și toate disponibilitățile de energie din afară.

În ultimul timp instalațiile de răcire uscată a cocsului se folosesc și pentru preîncălzirea aerului comburant al cuptoarelor sau a apei de alimentare a instalației proprii sau a cazanelor cu ardere directă.

La uzinele unde căldura recuperată nu poate fi valorificată direct în scopuri tehnologice decît în mică măsură, (situație care este de preferat), ea este folosită pentru generare de energie electrică în motoare termice (grupe de turbine cu abur, cu gaze sau aer cald) [2].

Problemei desprăfuirii trebuie să i se acorde o atenție deosebită, mai ales în combinația cu turbine cu gaze sau aer cald. Cocsul fin, în suspensie în gazele de răcire, trebuie să fie îndepărtat, în locurile potrivite, prin separatoare de praf, pentru a limita la maximum eroziunile în schimbătoarele de căldurà, suflantele gazului de răcire, canalele de gaz și armături.

Oportunitatea și avantajele stingerii uscate. Debitul agentulu. de stingere depinde de natura gazului folosit și de sistemi Pentru tipul cu rezervor al sistemului Sulzer, pentru răcirea a 1 tonă cocs/h este necesară o cantitate de 0,35 Nm^3/s de gaz de răcire.

Pentru o răcire a cocsului de la 1 000—1 100°C la circa 250°C se recuperează din căldura disponibilă 75 %, circa 15—16 % rămînînd în cocs; restul este dat ca pierdere.

În general, se poate conta orientativ pe o producție de abur de 0,30—0,45 t/t cocs și pe o cheltuială de energie necesară procesului de stingere uscată de 3,5—5,0 kWh/t de cocs uscat, respectiv 15 kWh/t abur.

Într-un caz concret (uzina de gaz de la Kiel-Wilk funcționînd după sistemul Collin) randamentul termic, calculat la încărcare totală, a fost de 82,8 % și de 66,1 % la încărcarea pe jumătate.

Costul netto al aburului produs este, după date germane, circa 60 % din acela realizabil într-o centrală separată consumînd păcură.

Ținînd seamă de parametrii relativ reduși ai aburului ce se pot obține (maximum 44 at la 450°C după supraîncălzire), limitați de parametrii realizabili la gazul de stingere, față de cei realizabili în termocentrale independente, utilizînd arderea directă, rezultă că deocamdată, ca sursă energetică, avantajele economice ale stingerii uscate nu apar apriori în evidență.

În aceste considerații trebuie ținut seamă de aspectele termoenergetice puse de noile tehnologii de fabricație a cocsului pentru lărgirea bazei de materii prime prin folosirea de cărbuni neaglutinanți sau slab aglutinanți. Aceste aspecte sînt reflectate în balanța termoenergetică, al cărei excedent — resurse interne față de consumuri — este cu mult mai redus la acestea din urmă (circa 10 %, față de UCC * de tip clasic, în care cifra corespunzătoare este de 20—40 %).

În ce privește cocsul clasic, din huile aglutinante, părerile sînt încă împărțite asupra superiorității calitative a cocsului obținut din stingere uscată față de cel obținut pe cale umedă [18].

În orice caz, este aproape imposibil a aprecia rentabilitatea unei instalații de stingere uscată din punctul de vedere al calității cocsului.

În cazul cocsului-brichete din huile neaglutinante sau slab aglutinante, aceste considerații pot să difere. Pentru cocsul-brichete de înaltă temperatură, din lignit, fabricat în R.D.G., concluziile asupra îmbunătățirii calității prin stingere uscată, sînt categorice, impunîndu-se ca o necesitate tehnologică, dat fiind marea sensibilitate a acestui cocs, din punctul de vedere al rezistenței la tobă.

Cocsul de temperatură înaltă din cărbuni pămîntoși este contrariu cocsului din huilă (cocs de topire — Schmelzkoks), un cocs de contracție (Schrumpfkoks), fabricat din brichete din grăunți foarte mărunți la o temperatură pînă la 1 000°C și posedă prin aceasta o structură esențial mai sensibilă decît cocsul clasic din huilă. Astfel se obține cu stingerea uscată o mult mai ridicată cotă de cocs bucăți și chiar cu o mai bună rezistență [19].

Oricum ar fi, și sub rezerva verificărilor în condițiile locale, sînt de luat în considerare următoarele concluzii generale ce s-au putut trage pînă acum în privința calității cocsului răcit uscat (cocs clasic):

— Cocsul este uscat și ca atare se cerne mai ușor; în afară de aceasta, cocsul uscat este sitat curat, adică lipsit de particulele mici care însoțesc întotdeauna, prin aderență la suprafața acestuia, cocsul stins umed și formează un balast supărător. Ca urmare, fracțiile mărunte provenite de la sortarea cocsului stins uscat pot fi ciuruite fără greutate în ciururile cu sită, la clasele necesare, ceea ce mărește valoarea lor prin posibilitatea utilizării mai raționale în industrie.

— Cocsul uscat are o putere calorică mai mare; prin aceasta se poate aduce o economie de cocs de cel puțin 3 % la utilizarea măruntului (nucă și griș) în generatoare la instalațiile de fabricare a gazului de apă; la furnale economia poate fi de circa 5—7 % prin faptul că nu se introduce odată cu cocsul metalurgic acest balast supărător de apă, care nu numai că trebuie evaporată, dar care în formă de abur provoacă reacții endotermice cu consum mare de căldură; acest efect este parțial atenuat prin practica stropirii cocsului în gîtul furnalului pentru a potoli praful ce se degajă la încărcare; în orice caz, această economie este un element pozitiv al stingerii uscate a cocsului, mult mai importantă decît aceea care decurge din recuperarea căldurii fizice a cocsului pentru producere de abur.

— Conținutul de cenușă al cocsului stins uscat este puțin mai mare decît al aceluia răcit umed (de exemplu 13,0 % față de 12,5 %).

— Din punctul de vedere al rezistenței la tobă, chiar dacă indicii M 40 și M 10, determinați la rece, ar fi aceiași, este de presupus că, cocsul stins umed are o mulțime de microfisuri invizibile care se exteriorizează numai la temperaturi ridicate, așa că, sub rezerva unor verificări efective, chiar în aceste condiții cocsul stins uscat este superior; în orice caz, cocsul stins uscat suferă o stabilizare în timpul trecerii prin instalația de stingere în urma eforturilor mecanice ce le suferă, așa că indicele M 40 crește și M 10 scade; crește astfel ecartul între acești indici, evident, cu o scădere a randamentului de cocs metalurgic. De asemenea, cocsul stins uscat este ceva mai mărunt decît cel stins umed. Totuși, la o alegere corespunzătoare a metodei de stingere uscată și la o rezolvare rațională a parcursului cocsului, diferența de granulație nu este mare între cele două feluri de cocsuri. Randamentul mai mare al fracțiilor mici, trebuie explicat prin faptul că la stingerea uscată rezultă, după cum s-a arătat, o ciuruire mai bună. După datele sovietice indicii Sundgreen sînt ceva mai mari, în cazul stingerii uscate, decît la stingerea umedă (336 kg, respectiv 330 kg). S-a constatat însă o micșorare cu 7% a randamentului clasei 80—60 mm. La unele întreprinderi s-a constatat practic o reducere a cotei de mărunt de 25—30% la stingerea uscată, comparativ cu stingerea umedă.

---

* UCC — uzină cocsochimică clasică, independentă sau inclusă într-un complex metalurgic.

— Cocsul răcit uscat are un conținut mai uniform de volatile, deoarece părțile care s-au degazat mai prost se degazează în continuare în instalația de stingere uscată.

— Folosirea la aglomeratoare a cocsului mărunt uscat accelerează procesul de aglomerare și mărește randamentul instalației; pentru atingerea temperaturii de sinterizare, prin folosirea cocsului uscat s-a obținut, într-un caz experimental, o scădere de circa 70% a timpului necesar (de la 60—65 min la 17 min) [2].

— Ca urmare a creșterii durității lui, este posibilă renunțarea la ciuruirea înainte de încărcarea în furnal, în cadrul unui combinat metalurgic, a cocsului metalurgic (+ 25 sau + 40) stins uscat care vine direct de la cocserie.

— Măruntul uscat mai mic de 2 mm este reutilizabil în procesul de cocsificare.

La acestea se adaugă și considerații de ordin igienic și din punctul de vedere al degradării instalațiilor, stingerea uscată a cocsului contribuind la înlăturarea impurificării atmosferei cu vapori sulfuroși, care au ca efect o accelerare a corodării instalațiilor din uzină, o mărire a costurilor lor de întreținere și mai ales sînt nocive pentru oameni, animale și plante.

Dezavantajele stingerii uscate. Următoarele elemente negative atenuează, mai mult sau mai puțin, în funcție de condițiile locale, efectele pozitive ale stingerii uscate arătate.

— Deoarece cocsul rămîne uscat după stingere, pune probleme grele de desprăfuire atît în agentul de stingere, cît și din cauza prafului fin (granulație sub 0,2 mm), care se formează în timpul transportului, sortării, încărcării etc. Lupta contra prafului este foarte grea, acesta erodînd puternic stațiile de desprăfuire și în special paletele suflantelor și ventilatoarelor. Conținutul de praf foarte fin în gazul recirculat de stingere este de circa 3 kg/t de cocs la cocsul clasic, putînd ajunge la cocsurile slabe (de exemplu cocsul din cărbune brun) pînă la 18 g/Nm^3, respectiv circa 30 kg/t cocs.

— Instalațiile sînt mai pretențioase și necesită o calitate superioară a materialelor de construcție, cu mecanisme care funcționează în condiții grele și pretind un personal de calificare înaltă.

— Suflantele agentului de stingere funcționează în condiții grele termice și necesită ca urmare a acestui lucru și a corodării puternice, dese schimbări ale rotoarelor (rezerve) care sînt cele mai expuse.

— Este necesar să existe instalații de rezervă cu stingere umedă pentru caz de avarie, cît și instalații suplimentare pentru stropire cu apă, la cocsul care nu este răcit decît pînă la 250—350°C, deoarece în acesta pot să existe focare nestinse; instalațiile de asemenea trebuie supradimensionate întrucît pot surveni perturbări în succesiunea normală de încărcare-descărcare, care duc la necesitatea unei forțări a răcirii.

— La stingerea uscată a cocsului insuficient cocsificat există pericol de explozie, fără a mai vorbi despre înfundarea instalațiilor cu calamină și gudron.

— Nu se pot elimina total neetanșeitățile și deci pătrunderile de aer în instalații; ca urmare, trebuie luată în considerare o oarecare pierdere prin arderea cocsului care merge de la 0,5—2,5% (în funcție de sistemul de răcire, cifrele mici referindu-se la stingerea încorporată); aceasta reduce din avantajele economice ale recuperării.

— Creșterea în general a numărului de transbordări duce la mărunțirea fracțiilor mari.

— Consumul de benzi de cauciuc crește peste normal fiind de circa 0,5 mil. t cocs pentru benzile din cauciuc special și circa 0,35 mil. t cocs pentru banda de cauciuc obișnuit.

— Cocsul trimis în exterior trebuie umezit la încărcare pînă la 2—3% umiditate sau corespunzător condițiilor de livrare, ceea ce complică și scumpește instalațiile.

— Prăfuirea atmosferei are o importanță radicală și constituie un factor greu de combătut care nu este mai puțin nociv din punct de vedere igienic, decît impurificarea atmosferei cu vapori sulfuroși.

Considerații economice. Instalația de stingere uscată a cocsului se amortizează în general relativ în scurt timp, mai ales dacă aburul recuperat are o utilizare tehnologică în incintă.

Prin economia de cocs ce se realizează se fac economii și la transporturi. Astfel la o producție de 1 mil. t cocs se pot economisi prin stingerea uscată 45 000—55 000 t cocs în cazane cu încălzire directă; aceasta reprezintă 4 500—5 500 vagoane de cale ferată de zece tone convenționale.

După unele date costurile de instalare pentru dispozitivele de stingere uscată (în exterior) reprezintă un plus de 35—45% peste costul corespunzător al unei instalații de stingere umedă. Trebuie însă socotit și costul instalației de avarie pentru stingerea umedă, care după date engleze reprezintă circa 12% din total (uscat + umed), mărimea instalației de avarie fiind de un asemenea ordin, încît costul ei reprezintă circa 35% din acela al unei instalații normale de stingere umedă a cocsului de capacitate normală.

După date germane, costul instalației de stingere uscată este de circa trei ori mai mare decît costul unei instalații normale de stingere umedă.

Numărul de muncitori este mic și reprezintă două-trei persoane pe schimb. După date din R.F.G. (1950) costul investiției pentru o instalație de stingere uscată calculată la 1 t cocs/h este: pentru o uzină mare, pînă la 3 200 mărci federale; pentru o uzină mijlocie, pînă la 4 000 mărci federale, iar pentru o uzină mică, pînă la 6 000 mărci federale.

După date din R.D.G. investițiile pentru o instalație Sulzer cu o producție de 2 200 t cocs/24 h este de 9 000 mărci răsăritene pentru 1 tonă de cocs.

O evaluare preliminară a costurilor specifice pentru o baterie și instalațiile de stingere la noi în țară arată că cota de investiții aferentă stingerii uscate poate atinge valori mari, de ordinul a 100 lei/t cocs produsă (raportat la producția anuală) ceea ce poate reprezenta 10—12% din investiția totală a UCC.

Socotind costurile specifice la 10 lei/t cocs (amortizări, cheltuieli, exploatare și reducînd aburul recuperat) rezultă o grevare a prețului de cost al UCC cu circa 2%.

Acest spor de cheltuială care pe ansamblul combinatului (complex metalurgic) poate fi acoperit prin economiile la transport și în furnal, poate să rămînă ca un factor negativ în balanța economică limitată strict la UCC, prin comparație cu stingerea umedă, dacă nu intervin factori tehnologici sau energetici care să impună stingerea uscată.

Concluzii. Oportunitatea adoptării stingerii uscate este determinată de factori locali, ținînd seamă de cerințele tehnice, energetice și economice. În ansamblu, bilanțul complex al factorilor determinanți este pozitiv, cu prețul însă al unei complicări a instalațiilor și exploatării, care devin mai pretențioase. În cazul cocseriilor clasice, factorul determinant este cel economic, și aceasta în general nu este în favoarea stingerii uscate mai ales dacă bilanțul se limitează în cadrul strict al cocseriei. Din contra, la noile tehnologii de fabricare a cocsului, mai ales la acelea care utilizează cărbuni inferiori și cu cît calitatea cocsului este mai slabă, stingerea uscată se impune din punct de vedere tehnic, indiferent de celelalte aspecte.

La tehnologiile care folosesc huile slabe nu există încă date concludente. Se poate totuși afirma că aspectul energetic pledează în general în favoarea stingerii uscate.

Sistemele de stingere uscată în exterior (gen Sulzer) și cu stingere încorporată (gen Collin) sînt comparabile din punct de vedere economic, al doilea avînd superioritatea tehnică cu prețul unei complicări relative a instalațiilor și exploatării.

În această situație este explicabil de ce, în general, la cocseriile clasice existente nu au fost argumente convingătoare pentru modificarea stingerii umede folosite în stingere uscată.

Este de remarcat, chiar și pe plan mondial că, deși la o primă abordare, avantajele ar părea indiscutabile, aplicarea stingerii uscate este deocamdată relativ restrînsă. Astfel, în toată lumea există circa 60—70 uzine cocsochimice care aplică recuperarea căldurii din stingerea uscată a cocsului [1].

Dintre unitățile mai mari cu o producție de peste 500 t/24 h, care folosesc această metodă de stingere, se pot enumera : două în Anglia, trei în Franța, una în S.U.A., două în R.F.G. și una în R.D.G. [20].

Din contră, pentru noile uzine cocsochimice, este greu de imaginat, în stadiul actual, ca să nu fie luată în considerare folosirea stingerii uscate. De altfel, pentru lagărul socialist, încheierile sesiunii a VIII-a CAER pentru siderurgie recomandă acest lucru. La noile tehnologii soluția se impune în general din punct de vedere tehnic sau energetic. În orice caz, în toate situațiile, considerat pe ansamblu, stingerea uscată este avantajoasă și din punct de vedere economic.

---

[1] *Barbu, I., Milinovici, I.A.L.* și *Teodorescu, N.* Cocsul metalurgic, stingerea, și sortarea cocsului, p. 161—164. [2] *Hersche, W.* Rückgewinnung von Glühkoks Wärme in Kokereien und Gaswerken. În : Sulzer technische Rundschau, nr. 4 1957, p. 15—30, [3] *Stahlberg, W.* Valorificarea rațională a căldurii secundare de răcire a cocsului pe cale uscată. În : Energietechnik, nr. 11, 1961, p. 491—496. [4] *Ulitki, L. I.* Probleme economice ale industriei cocsochimice din U.R.S.S. Moscova, 1960, cap. VIII ; Căile principale de reducere a prețului de cost al produselor rezultate din cocsificarea cărbunilor, p. 269—324. [5] *Hersche. W.* Concepții moderne în construcția instalațiilor de răcire uscată a cocsului. Bruxelles, Ed. UNESCO, 1952. [6] *Heller, O.* Kokslöschanlage mit Dampf- und Wassergasegewinnung nach System Heller Bamag GWF 69, 1926, p. 903. [7] *Medricky, Z.* Stingerea uscată a cocsului. În : Paliva, nr. 8, 1955. [8] *Podzolkov, M.* Folosirea căldurii de recuperare în industria cocsochimică. În : Koks i himia, nr. 1, 1958. [9] *Sennhauser, W.* Kokstrockenkühlung. În : Technische Mitteilungen, nr. 3, 1958, p. 122. [10] *Gilles, W.* Betrachtungen zur Trockenkühlung von Koks. În : Collin-Mitteilungen, nr. 11, 1951, p. 3. [11] *Pearson, F.* Erfahrungen mit der Koks-Trocken-Kühlanlage im Verk Dagenham der Ford-Motoren-Companie (Gross Britanien) GWF 91, nr. 1, 1950. [12] *Mynhill.* Dry coke cooling. În : Coke and gas, nr 20, 1958, p. 153. [13] *Rammler, E., Bilkenroth, G.* Herstellung und Eigenschaften von Braunkohlen-Hochtemperatur koks. În : Neue Hütte, nr. 4, februarie 1956. [14] *Schädlich, H.* Beitrag zur Trockenkühlung von Braunkohlenkoks. Freiberger Forschungshefte. Berlin, Akademie Verlag, 1960. [15] *Elkind, I. S.* Pusk ustanowki sudrogo tuszenija, În : Koks i himia, nr. 5, 1960, p. 32. [16] *Karawajew, N. M., Stelmach, G. P.* Krasczetu tieplowogo rezima ustanowok suchogo tuszenija koksa. În : Koks i himia, nr. 6, 1960, p. 22. [17] *Gunter Siegmund.* Meldearbeit am Institut für technische Brennstoffverwertung der Bergakademie Freiberg, prof. dr. ing. Rammler. [18] *Echterhoff, W.* Untersuchungen über die Koksfestigkeitsprüfung bei höheren Temperaturen. În : Stahl und Eisen 81, 1961, p. 992. [19] *Gerlach, G.* Untersuchungen über die Schrumpfung von Braunkohlenbriketts verschiedener Eigenschaften bei der Schwellung und über die Zusammenhänge zwischen Schrumpfung und Koksfestigkeit, Freiberger Forschung H. A. 43, 1956. [20] *Nadziakiewicz, I.* Ocelowki ; ekonomiczve optacalnosci sudrego gazzenia Koksu. În : Koks-smolagaz, nr. 1, 1962, p. 34.

Șt. Andrei și V. Cîndea

Mecanizarea luării probelor de aglomerat. In : Metallurg, nr. 6, 1963, p. 10—11.

Laboratorul central uzinal pentru mecanizarea și automatizarea uzinei Enakeev din U.R.S.S. a conceput procedeul de sortare mecanizată a aglomeratului cu ajutorul unui vagon special. Vagonul pentru luarea probelor și pentru sortarea mecanizată a aglomeratului reprezintă o instalație montată pe o platformă obișnuită de c.f. și se compune dintr-un buncăr, ciur vibrator, compartimente de sortare și jgheaburi. Dimensiunile ochiurilor ciururilor se modifică după necesitățile concrete. Vagonul este adus în fața jgheabului de evacuare a mașinii de aglomerare ; după ce buncărul vagonului se umple cu aglomerat, vagonul este cîntărit pe basculă. După cîntărire, vagonul special este adus pe estacada buncărelor furnalului. Cînd vagonul ajunge pe estacadă se pune în mișcare ciurul vibrator, iar aglomeratul cu fracția peste 5 mm este debitat în buncărele furnalului, în timp ce aglomeratul cu fracția 0—5 mm se adună în compartimentul de sortare. După terminarea sortării, vagonul special revine pe basculă și, în funcție de diferența dintre greutăți, se determină conținutul fracției de 0—5 mm, ceea ce constituie un indice al calității aglomeratului sub raportul compoziției granulometrice. Datorită dispunerii instalației pe o platformă de c.f., ea poate fi adusă succesiv sub jgheaburile diferitelor mașini de aglomerare, fără a deranja fluxul tehnologic ; se pot încărca simultan cîteva tone de aglomerat cald, adică să se ia probe mai reprezentative. Aceste probe nu sînt transbordate pînă la sortare, deci nu sînt expuse la fărîmițare. Fracția de 5 mm este folosită direct, iar cea de 0—5 mm se adună în compartimentele de sortare și poate fi refolosită în compoziția șarjei de aglomerare. Aprecierea mai exactă a compoziției granulometrice a aglomeratului permite să se exercite o influență mai operativă asupra procesului de aglomerare în scopul îmbunătățirii calității.

S. O.

Automatizarea procesului de aglomerare. In : Metallurg nr. 6, 1963, p, 8—10.

La uzina Makeev din U.R.S.S. s-a montat o schemă de automatizare a mașinilor de aglomerare. Această schemă permite menținerea temperaturii gazelor evacuate în fața multiciclonului și, respectiv, menținerea unei înălțimi constante a stratului șarjei la variația vitezei mașinii. Schema se compune din următoarele subansambluri : 1) de reglare a vitezei mașinii de aglomerare în funcție de gradul de desăvîrșire a procesului de aglomerare ; 2)de menținere a înălțimii prescrise a stratului șarjei pe banda de aglomerare ; 3) de decuplare a mașinii de aglomerare, cînd pe grătarul cu bare nu mai există material de șarjare ; 4) de reglare a temperaturii din focarul mașinii de aglomerare.

Reglarea vitezei mașinii de aglomerare în funcție de gradul de desăvîrșire a procesului, care este determinat după temperatura gazelor evacuate în fața multiciclonului, se face cu ajutorul unei scheme care cuprinde un potențiometru electronic și un montaj de relee de automatizare. Pe potențiometrul electronic se fixează temperatura care trebuie să fie menținută pentru o aglomerare normală. Instalația de automatizare începe să funcționeze la 15 min după aplicarea tensiunii, în care scop s-a prevăzut un releu de timp MRV-1. Instalația de automatizare mai cuprinde un releu de timp MRV-2 cu motor și un mecanism de execuție IM-2/100. Pe același ax cu mecanismul de execuție este montat un reostat cuplat în circuitul de excitație a generatorului care alimentează motorul mașinii de aglomerare. Variația rezistenței acestui reostat atrage variația tensiunii la bobina de excitație a generatorului și deci variația vitezei de mișcare a mașinii de aglomerare și a temperaturii gazelor evacuate. Pentru reglarea duratei de funcționare a mecanismului de execuție este prevăzut releul REV-60 care întrerupe curentul de alimentare a mecanismului de execuție la 7 min după cuplarea lui. Variația vitezei mașinii cere să se modifice și debitul șarjei, astfel încît înălțimea stratului șarjei de pe mașină să rămînă constantă. Debitul șarjei este reglat prin modificarea turației motorului tobei de alimentare, deci modificarea vitezei de mișcare a mașinii, modifică simultan cantitatea materialului debitat de toba de alimentare. Pentru controlul înălțimii stratului s-a montat un traductor cu electrozi. În serie cu acest traductor sînt legate bobinele releului MKU-48. Acest releu acționează două contactoare și două relee care, la rîndul lor, pun în funcțiune mecanismul de execuție care este, în legătură cu reostatul amintit.

Mecanismul de execuție modifică prin intermediul reostatului viteza de mișcare a tobei de alimentare și astfel menține înălțimea prescrisă a stratului șarjei. Cînd încetează debitul, mașina se oprește automat. Deasupra tobei este montat un traductor electronic care semnalizează existența materialului în buncăr. Acest traductor acționează două relee care, în cazul lipsei materialului, opresc mașina și emit un semnal acustic. Temperatura focarului este controlată cu ajutorul unui potențiometru cu radiație. Raportul gaz-aer este menținut cu ajutorul unui regulator izodrom, în circuitul căruia este conectat potențiometrul EPP-120 care trimite impulsuri la mecanismul de execuție al clapetei de gaze și al regulatorului cu jet care acționează clapeta conductei de aer.

Schema descrisă a automatizării procesului de aglomerare este simplă, ieftină și stabilă. Datele comparative au arătat că proba la tobă a aglomeratului obținut la o mașină automatizată este mai bună decît a aglomeratului obținut la o mașină neautomatizată. Temperatura gazelor evacuate la prima mașină variază cu ± 10°C, iar la mașina neautomatizată, în limitele 60—130°C.

S. O.

Răcirea și epurarea gazului de furnal în scruber fără umplutură. In : Stal, nr. 6, 1963, p. 570—571.

Pînă în prezent nu s-a elaborat încă o metodologie sigură a calculului scruberelor fără umplutură pentru epurarea gazului de furnal. Metoda propusă de Institutul central de cercetări pentru cazane de turbine (TKȚI) este, teoretic, logică, dar duce la valori mai mari decît cele reale ale coeficientului de transmitere a căldurii. Astfel, la furnalele moderne, se folosesc scrubere de 519—1 220 m^3, iar după metodologia TKȚI rezultă că. pentru aceleași cantități de gaze, sînt necesari doar 262 m^3.

Formulele propuse de diverși cercetători dau rezultate care se deosebesc substanțial între ele și nu corespund datelor practice.

Au fost întocmite și cercetate bilanțurile termice pentru 14 scrubere fără umplutură, instalate la cele mai mari uzine din U.R.S.S. La partea „aport" s-au luat în considerare aportul de căldură de la gazele uscate, vaporii de apă din gaze și apa de răcire, iar la partea „consum", căldura evacuată cu gazul uscat, cu vapori de apă și cu apa caldă.

Din datele obținute rezultă că „α" coeficientul de cedare a căldurii depinde de densitatea de stropire (m^3/m^2 h) și crește o dată cu acesta.

Totuși, valorile coeficientului „α" nu fac altceva decît să caracterizeze regimul termic al fiecărui scruber și pot fi folosite (cu multă rezervă) numai pentru calculul unor aparate similare și lucrînd în condiții identice.

Pentru a scoate în evidență dependența funcțională dintre α și densitatea de stropire, s-a cercetat amănunțit funcționarea unui scruber cu volum util de 962 m^3, măsurîndu-se temperatura gazelor și a apei la intrare și ieșire, consumurile de gaze și apă, precum și umiditatea gazului cald.

Din experiențe a rezultat că, coeficientul volumic de cedare de căldură în scruber crește în relație logaritmică o dată cu creșterea densității de stropire și, totodată, crește și gradul de depunere relativă a prafului în scruber. Sporirea densității de stropire în scruber peste 13,6 m^3/m^2 nu este eficientă din punct de vedere economic și deci nu se admite.

Din operațiile de mai sus rezultă că s-au făcut doar încercări de a se stabili factorii de bază care influențează transferul de căldură în scruberul fără umplutură. Pe viitor, mai trebuie studiată și influența altor factori (finețea pulverizării, lungimea parcursului pe care are loc contactul între particulele de praf și apă, viteza mișcării gazelor etc.).

T. O.

Din practica oțelăriilor care utilizează oxigen. În : Circulaire d'Informations Techniques, CDS, nr. 1, 1963, p. 77—101.

1. *Oțelăria de la Ijmuiden* cuprindea inițial două convertizoare pentru o producție de 1,8 mil. t/an, care au fost transformate în 1961 și astăzi este prevăzută cu 3 convertizoare de cîte 100 t. Încărcătura de fier vechi, minereu și fontă lichidă este determinată de o mașină de calcul, plecînd de la compoziția și temperatura fontei lichide, pierderile calorice ale convertizorului etc. Inițial, fonta lichidă a fost cîntărită cu bascule electronice care s-au dovedit foarte precise și cu funcționare sigură, dar, din lipsă de personal calificat de întreținere, au fost înlocuite cu poduri-bascule mecanice.

Pentru motive de siguranță nu au fost utilizate platforme de turnare paralele. Cabinele macaragiilor nu sînt plasate chiar deasupra platformelor de turnare, ca la oțelăriile Martin, ci sînt așezate lateral, asigurînd astfel o vizibilitate mai bună. Hala de turnare, ca și hala de pregătire a lingotierelor, este împărțită în două părți, care lucrează independent. Hala de pregătire cuprinde și două grupe de gropi pentru pregătirea maselotelor pentru oțel calmat.

Desprăfuirea de tip umed, cuprinde pentru fiecare convertizor cîte o cameră de pulverizare în legătură cu un grup de cinci tuburi Venturi, cicloane de separare și ventilatoare. Gazele arse sînt captate de o hotă răcită cu apă și pătrund în partea zidită, răcită, cu opt jeturi de apă. Materialele de adaos sînt depozitate într-o construcție separată prevăzută cu 20 de silozuri.

Pentru reglarea temperaturii, circa 25—30% din turnări necesită răcire, în timp ce 20—25% trebuie încălzite prin suflare suplimentară. Temperatura determinată prin imersiune este cu 7°C mai mică decît cea prescrisă. La oțelurile cu conținut redus de carbon, suflarea suplimentară pentru corectarea compoziției are loc foarte rar (reprezintă numai 1% din numărul total de turnări). Un factor important în reglarea temperaturii este conținutul de FeO în zgură, influențat, în special, de înălțimea lăncii deasupra băii și profilul țevii de suflare, precum și de : dimensiunile convertizorului, viteza de suflare, încărcarea varului și alți factori (articolul prezintă diagrame în acest sens).

2. *Oțelăria de la Cleveland* produce oțeluri cu 0,03—0,30%C pentru produse plate. A început să funcționeze în septembrie 1961, cu convertizoare de 180 t și o durată de la încărcare la turnare de o oră.

Consumul de oxigen a fost ridicat, în medie 58 m^3/t, datorită : greutății de a lucra cu o încărcătură conținînd o proporție ridicată de fier vechi ușor; prezenței fontei solide în încărcătură; temperaturii joase a fontei lichide; răcirii creuzetului datorită întîrzierii în alimentarea cu fontă lichidă; suflării suplimentare necesară pentru obținerea temperaturii de turnare prescrise.

Producția maximă realizată de 244,2 t/h corespunde la turnări de 175 t elaborate în 45 min de la turnare la turnare, cu un debit de oxigen de 340 m^3/min și un consum de oxigen de 48,9 m^3/t. Oțelăria a fost calculată pentru a putea atinge debite de 565 m^3/min, ceea ce necesită lănci cu orificiul de 95,2 și 101,6 mm.

S-a ajuns la încărcături cu 64,5% fontă lichidă, 15,2% fontă solidă și 20,3% fier vechi, dar prezența fontei solide îngreuiază determinarea punctului de oprire a elaborării.

3. *Oțelăria de la Pueblo* are două convertizoare de 90 t și elaborează o gamă foarte variată de oțeluri, inclusiv oțeluri dure (0,68%C), producția lunară fiind de 50 000 t. Printre greutățile întîmpinate la început a fost și distrugerea cutiei parascîntei, indiferent cu ce material refractar era căptușită; a funcționat bine îndată ce a fost răcită cu apă. „Ursul" care se forma la primele operații pe ciocul convertizorului a fost evitat prin corectarea încărcăturii de fluorină și a înălțimii lăncii deasupra băii.

Se încarcă minereu numai în lipsă de fier vechi. Prin reglarea temperaturii și a raportului var-fluorină, s-a obținut un conținut de fosfor sub 0,020%.

Debitul oxigenului suflat este de 212 m^3/min la 7,35 kg/cm^2 presiune la intrarea în lance, în conducta de alimentare fiind 16,3 kg/cm^2. Înălțimea lăncii deasupra băii a variat între 2,30 și 4,10 m; consumul de oxigen a fost 54,2 m^3/t pentru oțeluri cu conținut redus de carbon și 54,6 m^3/t pentru oțeluri cu conținut ridicat de carbon. Căptușeala de magnezită a durat 167 turnări, la grosimea de 457 mm și 205 turnări, la grosimea de 571 mm; cea de dolomită a durat respectiv 100 și 172 turnări.

4. *Oțelăriile Yawata* sînt situate la Kukioka (2 convertizoare de 50 t) și la Tobata (2 convertizoare de 70 t și 1 convertizor de 80 t), producînd, respectiv, 65 000 și 150 000 t/lună oțel necalmat, cu 0,06—0,1%C, cu un consum de oxigen de 50 Nm^3/t; lancea are diametrul de 45,5, respectiv 55 și 60 mm, iar insuflarea durează 21 min, cu debite de 9 600 Nm^3/h (convertizorul de 70 t) și 10 500 Nm^3/h (convertizorul de 80 t). Turnarea se face direct la temperatura de 1 580—1 700°C, în lingouri de 14—22 t și poate avea loc pe ambele părți ale convertizorului. Cantitatea de zgură este reglată la 120 kg/t de lingou, iar randamentul în lingouri variază de la 90 la 92%.

Durata de la turnare la turnare este identică la toate convertizoarele. Durata căptușelilor este de zece zile de mers continuu, datorită utilizării dolomitei gudronate și a dolomitei fretate (416 turnări la Kukioka și 420 turnări la Tobata, cu un consum de refractare de 5,5, respectiv 4,9 kg/t lingou). La fiecare recăptușire se ține seamă de profilul de uzură, adoptînd cărămizi diferite.

La Tobata, în martie 1962, a intrat în funcțiune o nouă oțelărie cu convertizoare de 130 t, utilizînd un cazan recuperator în circuitul gazelor arse.

T.O.

P. Nicolaides și L. Jassogne. **Metoda pentru dozarea bentonitei active din amestecurile de formare.** În : Fonderie belge, nr. 7—8, 1962.

Recircularea amestecului de formare duce la degradarea progresivă a calităților sale specifice și, în special, a proprietăților de aliere. Acțiunea este cauzată de pierderea în mod parțial sau total a apei de constituție din bentonita amestecului aflat în imediata apropiere a piesei turnate.

În funcție de gradul de încălzire suportat de acest amestec, capacitatea de a forma gelul adeziv caracteristic acestui liant scade pînă la transformarea bentonitei respective într-un material inert.

Pentru determinarea bentonitei active existente în amestecurile de formare recirculate, pentru controlul purității unor bentonite ca și al rezistenței lor la acțiunea distructivă a temperaturii etc., s-a pus la punct o metodă bazată pe determinarea spectrofotometrică a modificării colorației unei probe de amestec tratată cu o sare colorată ca $CuSO_4$, $NiSO_4$, $CaSO_4$.

Se știe că particulele de bentonită în soluție apoasă pot să adsoarbă din mediul ambiant ioni, ca: $Na^+, K^+, Ca^{+2}, OH^-, Cu^{+2}, Ni^{+2}, Co^{+2}$, în detrimentul unor ioni din componența proprie, care sînt eliminați în soluție.

În cazul sulfaților de Cu, Ni, Co, sînt absorbiți într-o proporție care corespunde cantității de bentonită activă, din amestec, numai ionii metalici. Ionii SO_4^{-2}. eliberați, modifică echilibrul $H^+—OH^-$ al soluției, a cărei aciditate comparată cu a unei soluții etalon, crește, așa cum se constată din scăderea pH-ului respectiv.

În urma probelor s-a ajuns la concluzia că $CuSO_4$ asigură sensibilitatea cea mai mare și, în consecință, a fost utilizat pentru definitivarea procedeului. Lungimea de undă corespunzătoare maximului de absorbție este de 800 μ pentru Cu^{+2}, de unde necesitatea de a se utiliza în acest scop un spectrofotometru putînd asigura lucrul pe această lungime de undă. (Probele s-au executat pe un spectrofotometru UNICAM SP 600, reglat la 800μ.)

Curba de etalonare a fost obținută plecînd de la un amestec de formare cu 5% bentonită de Wyoming uscată la 105—110°C (4,77% bentonită activă, ținînd seama de procentul de reziduu negelifiant). Cu acest amestec s-au preparat trei probe: prima în condițiile arătate mai sus, a doua calcinată la 800°C, deci cu bentonita complet distrusă ca liant, iar a treia cuprinzînd în părți egale amestec nou și amestec ars. Măsurîndu-se coeficientul de absorbție al soluției, cu o radiație de λ = 800 μ față de apa distilată, s-a obținut în final curba de etalonare din figura 1.

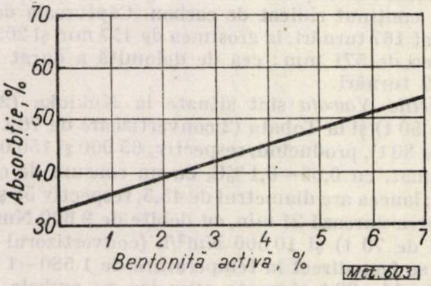


Fig. 1

S-a constatat că cerealele (dextrina etc.), ca și caolina, nu influențează dozarea bentonitei active. In schimb, existența carbonatului de sodiu, încorporat în bentonită pentru a corecta pH-ul, hidrolizează o parte din Cu, pentru că acesta precipită începînd dela pH = 5. In acest caz este indicat a se lucra în baie acidă cu pH constant (soluție 0,5 CuSO cu pH=4,5).

De asemenea, leșia sulfitică reduce cuprul de la valența 2 la valența 1, modificînd colorația soluției. Pentru a nu se denatura rezultatele este necesar să se reoxideze $Cu+$ în $Cu+^2$ (de exemplu, cu acid azotic).

Modul de lucru: proba prelevată se usucă la 110°C; după răcire se cîntăresc 50 g și se varsă într-un recipient; se adaugă 100 cm^3 soluție 0,5% $CuSO_4$; se amestecă 5 min pentru a se pune argila în suspensie; se determină pH-ul (și se aduce la 4,5 cu H_2SO_4 concentrat; se filtrează la filtrat perfect limpede; se iau 50 cm^3 de filtrat, se adaugă 5 picături de acid azotic concentrat, pentru a se reoxida cuprul redus de leșia sulfitică; se măsoară coeficientul de absorbție al soluției cu o radiație de λ = 800μ față de apa distilată; se interpretează procentul de absorbție obținut față de curba de etalonare stabilită.

C.B.

Epurarea cu filtre electrice uscate a gazelor de la cubiloul cu aer cald. In: Giesserei, nr. 7, 1963, p. 181.

Reglementarea legală a epurării gazelor a determinat turnătoriile să se înscrie în limitele admisibile ale conținutului de praf din gazele evacuate de la cubilouri. In R.F.G., la turnătoria Luitpoldhütte AG Amberg, a fost pusă în funcțiune o instalație de desprăfuire cu filtre electrice la un cubilou cu aer cald avînd o producție de 11—13 t/h fontă, destinată turnării tuburilor centrifugale din fontă cu grafit nodular. Gazele de cubilou sînt folosite pentru încălzirea aerului în recuperator. Încărcătura cubiloului este compusă mai cu seamă din fontă brută și deșeuri pachetate de tablă călită, care contribuie în cea mai mare măsură la necesitatea desprăfuirii. Conținutul de praf variază în limite mari: pentru fonta cenușie, între 12—19 g/m^3N și pentru fonta cu grafit nodular, între 6,6—9 g/m^3N. Praful brut este pirofor și greu de umectat din cauza unui strat de ulei care înfășoară grăuntele de praf. La temperaturi peste 700°C, praful are tendința de a se aglomera; în ceea ce privește repartiția granulației, 80,5% din particulele de praf sînt sub 5μ.

La alegerea instalației de desprăfuire era necesar ca, față de aceste caracteristici ale prafului rezultat, să se evite deranjamentele de funcționare, de exemplu la ventilator, în camera de ardere de la recuperator și în fasciculele de țevi în care depunerile importante de praf duc la pierderi de presiune, transmisie slabă de căldură, fisuri în țevi etc. De asemenea, a fost necesar să se asigure folosirea economică a căldurii gazului de cubilou fără dezavantaje, în recuperatoare și la alți consumatori.

S-au inițiat o serie de încercări preliminare pentru a determina la scară semiindustrială procedeul optim de epurare, cercetîndu-se următoarele variante de desprăfuire: desprăfuitoare umede în execuție simplă și montate în serie (parțial cu răcire prealabilă a gazelor, cu aer sau apă, directă sau indirectă); cicloane; cicloane cu injecție de apă; spălătoare Venturi; electrofiltre umede; electrofiltre uscate.

Cicloanele nu au dat rezultate din cauza granulației prafului; de asemenea, instalațiile de epurare umedă nu au asigurat gradul admisibil de epurare, din cauza umectabilității slabe a prafului.

Epurarea cu filtre electrice uscate a dat rezultate bune, atît din punct de vedere tehnic, cît și economic. Instalația de epurare a fost amplasată înainte de ardere, astfel încît camera de ardere, recuperatorul și ventilatorul să nu sufere din cauza depunerilor de praf. Filtrele electrice admit o temperatură maximă a gazelor de 400°C. Instalația de desprăfuire reprezintă un sistem „deschis" între cubiloul cu aer cald și filtrele electrice, astfel că există pericolul de a se aspira aer secundar deasupra gîtului cubiloului, ceea ce duce la formarea unui amestec explozibil. De aceea se tinde a se transforma instalația filtrelor pentru a lucra după sistemul „închis", cu ajutorul unor clapete sau al unui clopot, astfel încît conținutul de oxigen al gazelor la gît să fie sub 1%. Pentru calcularea instalației de filtrare este necesară cunoașterea rezistenței electrice a prafului (ohmi cm), care depinde de umiditatea și de temperatura gazelor.

Schema de montaj a instalației de desprăfuire în secția cubilouri este arătată în figura 1. Între cuptor și filtrul electric este montat un registru cu închidere rapidă. Pentru a limita la 400°C temperatura maximă a gazelor se folosește o instalație de stropire cu apă — montată înainte de intrarea gazului în filtru — a cărei funcționare este reglată în funcție de temperatura gazului.

În figura 1 : *1* — indicator de nivel cu izotopi ; *2* — cubilou ; *3* — filtru electric ; *4* — clapete de explozie ; *5* — agregat ; *6* — stropire cu apă ; *7* — registru cu închidere rapidă ; *8* — ventile de aerisire ; *9* — prag ; *10* — recipient cu apă ; *11* — aer cald ; *12* — faclă ; *13* — ventilator de aspirație ; *14* — aer rece ; *15* — suflantă de aer rece ; *16* — consumator ; *17* — cameră de ardere ; *18* — recuperator ; *19* — tiraj de aspirație după recuperator.

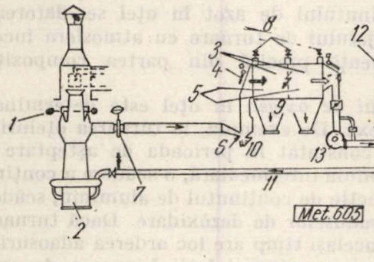


Fig. 1

Dispozitive de ciocănire cu acționare motrice scutură periodic electrozii, iar praful scuturat cade în buncăre de unde este evacuat continuu cu ajutorul unor transportoare melcate. Electrozii corona avînd o tensiune negativă de 30—50 kV produc o descărcare corona care ionizează gazul. Praful din gaz se încarcă cu electricitate negativă și se depune pe electrozii de precipitare. Un grad optim de depunere se obține cînd filtrul electric se află la o tensiune apropiată de tensiunea de străpungere. Această tensiune depinde de compoziția prafului și a gazului, de temperatură și umiditate. Se prevede un reglaj automat al tensiunii fără intervenția personalului de exploatare.

Măsurările efectuate au arătat că s-au obținut conținuturi de praf ale gazelor epurate de 0,120—0,150 g/m^{3}N, iar gradul de desprăfuire a fost de 99,7%. Consumul de curent pentru instalația de ciocănit, sistemul electrozilor, instalația de pulverizat, încălzirea electrozilor și melcii de transport pentru praful extras este de 0,8—1,1 kWh/1 000 m^{3}N.

S.O.

Utilizarea cuptorului de inducție cu vid OKB—571—B. In : Metallurg, nr. 4, 1963, p. 24—26.

La baza proiectării cuptorului OKB—571—B, autorii A. A. Tulin și colaboratorii săi au aplicat următoarele principii : funcționarea semicontinuă la un vid înalt în camera de topire (10^{-2}—10^{-3} mm col. Hg) ; golirea metalului din creuzet într-o lingotieră așezată vertical, prin înclinarea creuzetului ; turnarea metalului într-o lingotieră sau în cîteva lingotiere.

Cuptorul se compune dintr-un creuzet prevăzut cu un inductor cu trei secții (fig. 1 : *1* — creuzet, *2* — cameră de topire, *3* — cameră pentru aducerea și evacuarea lingotierelor, *4* — calota amovibilă, *5* — dispozitiv de încărcare, *6* — dozator, *7* — rangă, *8* — vizor, *9* — dispozitiv pentru măsurarea temperaturii).

Atît inductorul, cît și creuzetul sînt introduse într-o cameră de topire răcită cu apă, care este legată prin intermediul unor ecluze cu vid de o altă cameră, destinată pentru aducerea și evacuarea lingotierelor.

Camera de topire este acoperită cu un capac demontabil, pe care s-au montat un dispozitiv pentru încărcarea materialului în cuptor, un dozator, un dispozitiv pentru măsurat temperatura, ranga pentru coborîrea materialului și ferestre pentru supraveghere.

Toate camerele sînt prevăzute cu închizători speciale cu vid. La încercarea industrială a cuptoarelor OKB—571—B s-au constatat unele lipsuri, între care și utilizarea la inductor a tensiunii înalte (2 000 V), fără ca izolația lui să fi fost verificată suficient. Această izolație nu suportă tensiuni peste 1 200 — 1 300 V, de aceea construcția inductorului s-a modificat mult și s-a trecut la o tensiune mai mică (1 000 V). Exploatarea acestui inductor timp de opt luni a confirmat justețea alegerii construcției și siguranța izolației la funcționare în vid.

Pentru utilizarea mai eficace a secției de sus a inductorului s-a modificat mecanismul de basculare a cuptorului pentru a permite înclinarea creuzetului la 40—50°, în sens invers golirii. Deoarece inductorul nu a fost suficient de rigid, suporturile lui au fost întărite, înlocuind getinaxul de 30 mm cu textolit de 60 mm ; s-au întărit șuruburile de strîngere prin înlocuirea alamei de 12 mm cu oțel amagnetic de 24 mm ; s-au utilizat inele secționate din oțel amagnetic.

Potrivit proiectului, cuptorul a fost prevăzut cu acționare manuală a mecanismului de încărcare, înlocuită ulterior în uzină cu acționare electromagnetică.

Foarte importantă a fost modificarea tuturor închizătorilor cu vid. S-a proiectat și s-a confecționat un închizător nou, alcătuit dintr-un sistem de pîrghii.

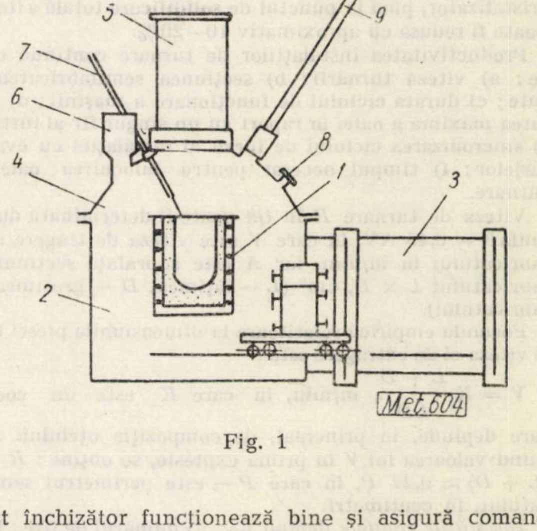


Fig. 1

Acest închizător funcționează bine și asigură comanda cuptorului după mnemoschemă.

De asemenea, s-a modificat pîlnia de turnare cu mecanismul ei de ridicare, asigurîndu-se astfel o traiectorie constantă a jetului la turnare.

Pe lîngă îmbunătățirile arătate mai sus au fost modificate total sau parțial o serie de alte agregate ale cuptorului : mecanismul de înclinare a creuzetului și de deplasare a jgheabului dozatorului, dozatorul, căruciorul de turnare, etanșarea orientabilă a inductorului, dispozitivul de antrenare etc.

S. O.

Aspectul tehnico-economic al turnării continue a oțelului. In : Express informația, ciornaia metallurghia, nr. 20, 1963. Extras din Steel and coal, nr. 4935, 1963, p. 320—329.

Pînă nu de mult, se considera că turnarea continuă este avantajoasă numai pentru producția de oțeluri scumpe, de exemplu, oțelurile înalt aliate, unde avantajele economice sînt determinate de creșterea producției de metal bun.

În prezent, direcția de dezvoltare a turnării continue este orientată și spre producția altor mărci de oțel mai ieftine ; se observă tendința asimilării turnării continue în oțelăriile în care intensificarea proceselor de elaborare, cu ajutorul oxigenului, a dus la creșterea producției de oțel peste capacitatea laminoarelor degrosisoare existente. Acestea sînt folosite în întregime pentru laminarea lingourilor, iar plusul de metal poate fi turnat în semifabricate cu secțiuni date de laminorul degrosisor.

Dezvoltarea procesului și construcția instalațiilor. Evoluția instalațiilor verticale de turnare continuă a oțelului se desfăşoară spre îmbunătăţirea metodelor de turnare, care urmăresc creşterea productivităţii instalaţiilor, a secţiunii semifabricatelor, reducerea investiţiilor capitale, reducerea personalului de exploatare, reducerea consumului de refractare şi de combustibil pentru oalele intermediare, mărirea greutăţii semifabricatelor.

Încercările pentru folosirea instalaţiilor orizontale au rămas infructuoase, datorită distrugerii crustei provocate de acrosajul (agăţarea) acesteia de pereţii cristalizatorului sau în locul de contact al cristalizatorului cu oala.

Subansamblurile tehnologice ale instalaţiilor, oalele de turnare a oţelului. Actualmente se observă tendinţa spre trecerea la turnarea din oale cu dop.

Oalele intermediare permit să se elimine pierderile determinate de necesitatea turnării (în lipsa dopurilor) a primelor cantităţi de metal care conţin impurităţi.

Cristalizatoarele. În prezent se folosesc cristalizatoarele prefabricate din pereţi separaţi, fiecare fiind format din plăci de cupru şi de oţel, rigidizate între ele şi prevăzute cu canale pentru circulaţia apei.

Se folosesc diverse cicluri de mişcare de du-te-vino a cristalizatorului, prezentate schematic în articol.

Răcirea secundară. S-a demonstrat, practic, că prin folosirea răcirii secundare, distanţa de la meniscul metalului din cristalizator, pînă la punctul de solidificare totală a lingoului, poate fi redusă cu aproximativ 10–20%.

Productivitatea instalaţiilor de turnare continuă depinde de: a) viteza turnării; b) secţiunea semifabricatelor turnate; c) durata ciclului de funcţionare a maşinii; d) capacitatea maximă a oalei în raport cu un singur fir al instalaţiei; e) sincronizarea ciclului de lucru al instalaţiei cu evacuarea şarjelor; f) timpul necesar pentru înlocuirea oalelor de turnare.

Viteza de turnare R în t/h poate fi determinată după formula $R = 0{,}45\ AV$, în care V este viteza de tragere a semifabricatului în m/min, iar A este suprafaţa secţiunii semifabricatului $L \times D$, cm^2 (L — lăţimea, D — grosimea semifabricatului).

Formula empirică referitoare la dimensiunile piesei turnate şi viteza ei de extragere este:

$$V = K\frac{L + D}{LD},$$ m/min, în care K este un coeficient care depinde, în principal, de compoziţia oţelului. Substituind valoarea lui V în prima expresie, se obţine: $R \approx 0{,}54\ (L + D) \approx 0{,}27\ P$, în care P — este perimetrul semifabricatului, în centimetri.

Investiţiile capitale depind de: a) numărul de fire; b) înălţimea instalaţiei şi greutăţile anumitor subansambluri de maşini, care sînt determinate şi de secţiunea maximă a semifabricatului; c) numărul de utilaje auxiliare; d) amplasarea instalaţiei în puţ sau în clădire-turn.

Într-una din figuri referatul arată raportul dintre perimetrul semifabricatului turnat şi investiţiile capitale.

Calitatea metalului. Suprafaţa semifabricatelor rezultate din turnarea continuă este mai bună decît a lingourilor obişnute. Ele pot fi trimise pentru laminare cu o curăţare prealabilă sau după o curăţare sumară.

T. O.

Variaţia conţinutului de oxigen şi azot în oţel la turnarea în lingotiere în aer, în atmosferă de protecţie sau în vid. In: Circulaire d'Information Techniques, CDS, nr. 1, 1963, p. 103–123.

La uzinele Bochumer din R. F. G. s-au făcut determinări asupra conţinutului de oxigen şi azot din metal, de la turnarea în oală pînă la turnarea în lingotieră, prin prelevări de probe pe tot acest traseu. Au fost studiate 28 de şarje de oţel Martin (un lingou de forjă turnat în atmosferă de azot şi un lingou de referinţă turnat în aer); de asemenea, 80 de lingouri de oţel electric turnat în vid.

Variaţia conţinutului de azot în metal depinde de înălţimea de cădere a jetului de turnare şi de presiunea parţială a azotului în atmosfera înconjurătoare. Sensul acestei variaţii depinde de conţinutul iniţial în N_2 faţă de conţinutul de echilibru pentru presiunea parţială existentă, indiferent de modul de turnare; la turnarea în aer sau azot, metalul se îmbogăţeşte în azot, iar la turnarea în vid, metalul pierde azot. Cu un jet de turnare de 2–3 m înălţime medie, conţinutul de azot scade cu circa 0,001% la turnarea în lingotieră sub vid şi, dimpotrivă, creşte cu circa 0,001% în medie la turnarea în aer (sub o presiune parţială a azotului de 0,8 at) şi cu circa 0,0015% în medie la turnarea în atmosferă de azot pur; dacă se reduce înălţimea jetului de turnare la 1 sau 0,2 m, absorbţia de azot este redusă la 95 sau 50% din valorile menţionate.

Deci variaţia conţinutului de azot în oţel se datorează reacţiilor simple ale jetului de turnare cu atmosfera înconjurătoare, fără influenţa precisă din partea compoziţiei oţelului.

Variaţia conţinutului de oxigen în oţel este determinată de reacţii mai complexe. De exemplu, la turnarea oţelurilor Martin studiate, s-a constatat în perioada de aşteptare în oală şi de turnare în pîlnia intermediară, o scădere a conţinutului de oxigen, în funcţie de conţinutul de aluminiu, scădere datorită decantării produselor de dezoxidare. Dacă turnarea se execută în aer, în acelaşi timp are loc arderea adaosurilor de calmare, ceea ce provoacă mai întîi formarea de oxizi care se separă imediat; aceasta are ca urmare creşterea conţinutului de O_2 în oţel, cu atît mai mare cu cît conţinutul final în elementele dezoxidante este mai scăzut.

Acest risc de creştere a conţinutului de oxigen este, în particular, mai mare la turnarea în lingotiere, în aer, a oţelurilor tratate sub vid; în acest caz, situaţia s-a îmbunătăţit prin turnarea în lingotiere, sub atmosferă protectoare, şi anume: a fost împiedicată oxidarea jetului de turnare, echivalentă cu situaţia la turnarea sub vid.

Plecînd de la conţinuturi iniţiale de oxigen aproape egale, s-au obţinut următoarele rezultate, analizînd metalul lichid din maselota lingoului: 0,0060% O_2, la turnarea în aer, reprezentînd o creştere medie de 4%; 0,0053% O_2, la turnarea sub azot, reprezentînd o scădere de 12%; 0,0036% O_2, la turnarea sub vid, reprezentînd o creştere de 30% în medie.

Reducerea slabă a conţinutului de hidrogen constatată la turnarea sub atmosferă de protecţie poate fi utilă, întrucît previne formarea de fulgi, dar este mult inferioară îmbunătăţirii obţinute la turnarea sub vid, care asigură absenţa totală a fulgilor, chiar la cele mai mari lingouri de forjă.

T. O.

Materiale refractare utilizate la cuptoarele electrice de oţelărie. In: Revue de Métallurgie, nr. 3, 1963, p. 253–263.

Comisia de ingineri pentru oţelării electrice (Franţa) a adresat uzinelor o serie de chestionare asupra construcţiei vetrelor, cuvelor, bolţilor şi jgheaburilor, întocmind anchete cu privire la construcţia diferitelor părţi ale cuptorului.

S-au examinat, de asemenea, problema normalizării cărămizilor refractare pentru bolţi şi metodele aplicate la construcţia acestora. În studiul elaborat, se insistă îndeosebi, asupra materialelor în exploatare şi, pe cît posibil, asupra preţului lor de cost.

Vetre. Ancheta asupra vetrelor de cuptoare electrice s-a efectuat la începutul anului 1959. S-au primit răspunsuri de la 25 de oţelării cu privire la 38 de cuptoare, arătînd capacitatea utilă a acestora, modul de înzidire a materialelor refractare, materialele folosite şi durata de funcţionare în serviciu, care variază de la 300 pînă la 2 500–3 000 de şarje. Unele oţelării au atins şi 6 000 de şarje. Preţul de cost al vetrei revine la aproximativ 0,40 fr. frs./1 t oţel brut. Adăugînd la aceasta costul de întreţinere de 3,40 fr. frs. preţul total revine la 3,80 fr. frs./1 t de oţel.

Cuva este partea cea mai importantă a cuptorului electric; se rezideşte din nou după un anumit număr de şarje, iar durata lucrărilor este relativ lungă. Ancheta a fost efectuată în cursul anului 1958. S-au primit răspunsuri pentru 34 cuptoare, din care rezultă zidăria refractară, materialele folosite, performanţe la durata în exploatare; în medie, aceasta trece de 100 de şarje. Se analizează, de asemenea, durata de rezidire totală a cuvelor, în funcţie de refacerea la cald sau după răcirea completă a cuptoarelor. În medie, operaţia necesită aproximativ 4–8 ore. Dacă se ţine seama de răcirea totală (aproximativ 8 ore) şi de toate lucrările auxiliare pentru rezidire, cuptorul este scos din producţie pentru 30 h. Preţul de cost al cuvelor, raportat la 1 t de oţel elaborat, variază foarte mult de la o uzină la alta, fiind în medie de

1,70. frs. — 14,50 fr. frs./t. Prețul mediu de refacere a cuvelor este de aproximativ 3,50 fr. frs./t. de oțel, la care se adaugă costul timpului de scoatere din producție (3 fr. frs.). Deci, prețul total revine la 6,50 fr. frs./t de oțel brut topit.

Bolți. Ancheta pentru bolți s-a efectuat la sfîrșitul anului 1957. Deși s-ar părea că este depășită, rezultatele sînt valabile și în prezent. S-au primit răspunsuri pentru 36 de cuptoare electrice, care arată capacitatea acestora, modul de construcție a bolților, grosimea cărămizilor, condițiile de încălzire a bolților, natura materialelor refractare și durata lor în exploatare (de la 10—15 pînă la 150—233 șarje). Prețul de cost al unei bolți este destul de scăzut : 2,50 fr. frs./t de oțel brut.

Normalizarea cărămizilor refractare de boltă. Concluziile anchetei au scos la iveală că fiecare cuptor electric are tipul său de boltă, ceea ce necesită și metode diferite de construcție. În unele uzine franceze există tendința de unificare a tipurilor de cărămizi pentru unele cuptoare care folosesc aproximativ 60 tipuri de cărămizi speciale. Se subliniază necesitatea reducerii numărului de cărămizi, ceea ce impune colaborarea între producătorii de refractare și consumatori.

Jgheaburi. S-au discutat probleme legate de lungimea jgheaburilor, de materialele folosite la construcția lor și de modul de înzidire. Prețul de cost al jgheabului revine la 1,20 fr. frs./t de oțel brut topit.

Cheltuieli totale. Recapitulînd toate cheltuielile de refractare, inclusiv timpul de scoatere a agregatelor din producție, se ajunge la următoarele rezultate : bolți — 2,50 fr. frs., vatră — 3,80 fr. frs., cuvă — 6,50 fr. frs., jgheab — 1,20 fr. frs. Total 14,00 fr. frs. Pentru un cuptor electric de 20 t capacitate, cheltuielile de fabricație sînt aproximativ de 200 fr. frs. pentru un oțel de construcție Ni-Cr, al cărui preț total de cost revine la 500 fr. frs.

În consecință, cheltuielile pentru refractarele unui cuptor sînt de 7 % din cheltuielile de fabricație și nu trec peste 3 % din costul oțelului ; de aici rezultă că, oricare vor fi progresele tehnice în domeniul refractarelor, reducerea prețului de cost al oțelului elaborat va fi foarte greu de obținut.

T.O.

RECENZII

Studii și cercetări de metalurgie, *vol. 8, nr. 2, 1963.*

Revista Studii și cercetări de metalurgie, vol. 8, nr. 2, 1963, elaborată de Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R., cuprinde articole de metalurgie fizică, lucrări din domeniul teoriei proceselor metalurgice, precum și din sectoarele prepararea minereuurilor, materiale auxiliare și aplicațiile energiei nucleare în metalurgie.

În lucrarea ,,Influența borului asupra descompunerii izoterme a austenitei în oțelul 40C10'', autorii B. Rotenstein, N. Drăgan, L. Staicu și H. Hubert, folosind metodele termomagnetică și microscopică, au studiat acțiunea borului (în proporție de 0,0025 %) asupra descompunerii izoterme a austenitei unui oțel cu 0,4 % C și 1,18 % Cr. S-au stabilit următoarele :

— borul determină deplasarea către temperaturi mai ridicate a cotului perlitic ;

— borul întîrzie descompunerea izotermă a austenitei, deplasînd spre dreapta atît curba de început cît și curba de sfîrșit de transformare a austenitei, atît în domeniul perlitic, cît și în cel bainitic ;

— ca urmare a adaosului de bor care determină modificarea perioadelor de incubație, viteza critică de călire este de circa 20°C/s față de 50°C/s pentru același oțel fără bor.

Tr. Dumitrescu, C-tin Ionescu și M. Solacolu, în lucrarea ,,Aspecte ale procesului de formare a bainitei în cîteva oțeluri carbon și aliaje Fe-C-Mn'', au studiat dilatometric și magnetic cinetica transformării izoterme a austenitei în bainită în oțeluri carbon conținînd 0,58, 0,80 și 0,98 %C și 3 aliaje Fe - C - Mn cu 0,35 ; 0,51 și 0,60 % C și 3,30 % Mn.

În oțelurile carbon, procesul de formare a bainitei superioare se deosebește de cel al formării bainitei inferioare.

Deosebirea este pusă în evidență prin modificarea vitezei de germinare manifestată prin schimbarea alurei curbelor de început de transformare a austenitei, prin modificarea energiei de germinare și creșterea germenilor manifestată global prin schimbarea valorii energiei de activare, prin separarea carburilor în ferita suprasaturată în carbon și prin reținerea unei anumite cantități de carbon în ferită, manifestată atît direct cît și prin efectele lor secundare — formarea de defecte structurale și de tensiuni prin apariția unui salt în variația dilatației globale a epruvetelor.

Trecerea de la procesul de formare a bainitei inferioare diferă, în aliajele Fe-C-Mn, de procesul de formare a bainitei inferioare în oțelurile carbon, prin faptul că nu apare niciun salt în variația dilatației epruvetelor, în funcție de temperatură. Aceasta denotă că natura fazelor separate din ferită suprasaturată în carbon, caracteristicile lor fizice și,ca urmare, efectele secundare legate de separarea acestor faze, sînt cu totul altele.

În lucrarea ,,Observații asupra aluminiului'', autorii (M. Bolgiu și O. Bolgiu) au ajuns la concluzii interesante în ceeace privește fenomenele de recoacere după ecruisare. Ei au constatat următoarele :

— aluminiul prezintă în dilatația sa reticulară trei domenii de modificare a coeficientului de dilatare, care sînt situate între — 180 și — 30°C ; între 220 și 280°C și între 475 și 560°C ;

— stabilizarea structurală în sensul reducerii volumului neregularității structurale și îndreptarea către cicluri de dilatare globală identice între ele și fără contracții permanente este un fenomen distinct de recristalizare ;

— poligonizarea este un aspect al stabilizării structurale ;

— cu toate că poligonizarea este o stare stabilă obținută prin recoacere, șocurile termice au treceri prin punctele de transformare subalotropice pentru a introduce noi neregularități structurale, putînd fi urmate de poligonizare sau dacă s-a introdus un mare volum de domenii de neregularități structurale, pot fi urmate de recristalizare.

M. Ispas, L. Dumitru și E. Segal, în lucrarea ,,Unele aspecte ale folosirii gazului metan în procesul de reducere'', se ocupă de interpretarea teoretică a stabilității oxizilor de fier în prezența gazului metan natural. Continuînd lucrările experimentale efectuate în laborator și bazîndu-se, de asemenea, pe lucrări anterioare, autorii au urmărit procesul de reducere pe probe de oxid de fier, apoi au trecut la încercări efectuate cu limonita provenind dintr-un zăcămînt neexploatat.

L. Sofroni și M. Nicoloiu, în lucrarea ,,Cercetării privind descompunerea gazului metan în timpul barbotării în fonta lichidă'', prezintă date relative la descompunerea gazului metan în timpul barbotării în fonta lichidă ținînd seamă de modificarea formei, numărului, dimensiunilor și repartiției separărilor de grafit.

Se arată variația gradului de descompunere în funcție de temperatură și de debit, precum și variația conținutului în hidrogen din fontă.

În afară de efectul modificator, barbotarea gazului metan natural în fontă nu provoacă hidrogenarea fontei.

În articolul ,,Studiul cineticii de degazare a cărbunilor'', autorul (V. Cîndea-Muntean) studiază printr-o metodă originală cinetica de degazeificare în pat fludizat a huilelor galbene din Valea Jiului întrebuințînd ca agent de fluidizare un amestec oxidant (aer — vapori — azot). Rezultatele obținute arată că în condițiile indicate reacția de descompunere termică este de gradul I. S-a stabilit, de asemenea, o relație între constanța vitezei de descompunere termică a huilelor și timpul în care viteza de degazeificare este maximă.

În domeniul aplicațiilor energiei nucleare în metalurgie, El. Läbușcă,

N. Andreescu și C. Moțoc prezintă lucrarea„Efectele iradierii cu neutroni asupra structurii și proprietăților magnetice ale feritelor de mangan și litiu de mare permeabilitate".

Autorii au studiat efectele iradierii cu neutroni pentru fluxuri de ordinul 10^{18} n/cm^2 asupra materialelor magnetice de tipul feritei aparținînd sistemelor Fe_2O_4Zn-Fe_2O_4 Mn — Fe_2 O_4 Ni (cu ciclu hysterezis rectangular) și Fe_2 O_4 Zn — Fe_2 O_4 Mn — Fe_2 O_4 Li (cu mare permeabilitate magnetică).

Prin studiul sistematic al caracteristicilor magnetice după iradiere s-a scos în evidență faptul că pentru feritele de mare permeabilitate μ descrește pînă la 35% către valorile sale inițiale. Raportul $\Delta\mu/\mu$ prezintă o variație liniară cu fluxul de neutroni și ciclul hysterezis schimbă foarte puțin forma.

Autorii au studiat, de asemenea, la microscopul electronic variația structurii cristaline după iradiere, punînd în evidență modificări foarte interesante de structură.

Pe lîngă articolele arătate, revista mai cuprinde informații despre Conferința internațională de metalurgia pulberilor, a V-a conferință a turnătorilor din R. P. Polonă și numeroase recenzii ale celor mai recente lucrări de specialitate apărute în lume.

Tot în cadrul Centrului de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R. a apărut revista „Revue Roumaine de Métallurgie" nr. 1, 1963, care cuprinde, publicate într-una din limbile franceză, engleză, rusă, germană, următoarele lucrări: N. Drăgan: „Contribuții la studiul descompunerii izoterme în intervalul bainitic, a austenitei din oțelurile slab aliate"; Tr. Dumitrescu, C-tin St. Ionescu și M. Solacolu: „Cercetări cu privire la transformarea izotermă a austenitei în unele oțeluri aliate și nealiate"; M. Protopopescu, St. Zămîrcă, N. Petrescu și V. Triță: „Rezistivitatea electrică a indiului în funcție de gradul de puritate"; O. Bolgiu, A. Protopopescu și S. Cristea: „Sinterizarea pulberilor de cupru și cupru-alumină în comparație cu evoluția termică a cuprului"; A. Domșa și colab.: „Contribuții la elaborarea materialelor Fe-grafit și Fe-Cu-grafit"; El. Läbușcă, M. Alecu și I. Mirion: „studiul identificării surselor de impurificare cu incluziuni nemetalice exogene a oțelurilor elaborate în cuptoarele Siemens-Martin"; E. Pîncovschi și E. Tonca: „Studiul desulfurării piritelor în medii inerte"; R. Dinescu: „Comportarea la udarea de către tapițeri a unor oxizi refractari"; P. Baltă și F. Oprea: „Proprietăți semiconductoare ale maselor sinterizate din sistemul ZnO-TiO_2".

M. Solacolu

V. A. KRIVADIN, N. G. MOLCEANOV și S. L. SOLOMENȚEV: **Cuptoare metalurgice**. Moscova, Metallurghizdat, 1962, traducere din limba rusă, București, Editura tehnică, 1963, 575 pag., 204 scheme, 17 anexe.

Principiile teoriei hidraulice nu mai sînt aplicabile cuptoarelor metalurgice actuale, deoarece circulația gazelor în cuptoarele moderne are caracterul unei mișcări energice, forțate. Pe măsură ce metalurgia a luat amploare, s-a dezvoltat teoria termotehnicii cuptoarelor.

În ultimii ani, în U.R.S.S., M. A. Glinkov desfășoară o vastă activitate în acest domeniu, sintetizînd principiile teoriei moderne a cuptoarelor astfel:

1) crearea condițiilor optime pentru asigurarea fluxului termic maxim spre metal;

2) alimentarea intensă cu căldură a cuptorului, prin utilizarea cît mai completă a căldurii în camera de lucru a cuptorului;

3) asigurarea unei ample circulații forțate a gazelor;

4) contopirea camerei de ardere cu camera de lucru a cuptorului (cu excepția cuptoarelor termice);

5) etanșarea cît mai perfectă a cuptorului în scopul eliminării scăpărilor de gaze și a aspirației de aer fals.

Pentru rezolvarea problemelor aerodinamice complicate, care se pun la proiectarea cuptoarelor, în prezent se folosește pe scară largă metoda modelării, cu două tendințe la aplicarea în practică; modelarea termică și modelarea hidraulică bazată pe o serie de ipoteze simplificatoare.

Afară de expunerea acestor principii teoretice ale termotehnicii cuptoarelor metalurgice, în lucrarea „Cuptoare metalurgice" se tratează despre combustibilii metalurgici și arderea lor și despre principiile încălzirii rapide a metalului.

Capitolul privind materialele și elementele constructive ale cuptoarelor tratează toate produsele refractare utilizate în construcția cuptoarelor, mortare și tencuieli, betoane refractare.

Capitolul „Elemente ale construcției cuptoarelor metalurgice" privește dispozitivele pentru arderea cobustibilului (arzătoare, injectoare), elementele pentru valorificarea căldurii gazelor arse (recuperatoare, regeneratoare, cazane recuperatoare) și echipamentul auxiliar.

Se prezintă o clasificare a cuptoarelor și se indică bazele funcționării termice a cuptoarelor cu flacără, a cuptoarelor de topire — furnal și cuptoarele Martin, a cuptoarelor de încălzire cu flacără, a cuptoarelor cu flacără pentru tratamente termice în secțiile de laminoare și a cuptoarelor electrice.

Anexele necesare în calculul cuptoarelor întregesc lucrarea.

T. Oprescu

M. I. VINOGRADOV: **Vkliucenia v stali i eio svoistvo** (Incluziunile în oțel și proprietățile sale). Moscova, 1963, 252 pag.

Locul întîi printre impuritățile nedorite aparține oxigenului și incluziunilor oxidice care participă, fără excepție, aproape în toate oțelurile și aliajele. Printre impuritățile mai importante sînt sulful și combinațiile sale, azotul etc. Toate acestea formează în masa metalului solidificat soluții solide, oxizi, sulfuri, nitruri, carburi etc., care, după cantitatea și forma în care se prezintă, înrăutățesc mai mult sau mai puțin metalul obținut, făcîndu-l în anumită măsură neutilizabil, deci rebut.

Micșorarea conținutului acestor incluziuni este o problemă importantă, deoarece metalele și aliajele cu un grad ridicat de puritate manifestă proprietăți mai bune.

În ultimii ani au fost introduse metode noi în procesele metalurgice, cu scopul purificării metalelor în timpul elaborării. Aceste metode au fost susținute prin perfecționarea studiilor privind metodele calitative și cantitative de determinare a incluziunilor.

În prezenta carte sînt dezvoltate o serie de date privind incluziunile nemetalice din oțel. Sînt analizate influențele acestor incluziuni asupra oțelurilor. Datele privind influența diferitelor elemente ale procesului tehnologic asupra conținutului și formei incluziunilor din oțelurile carbon, aliate și puternic aliate, precum și măsurile care trebuie luate pentru îndepărtarea incluziunilor, fac din această lucrare, un prețios instrument pentru cercetătorii, lucrătorii din laboratoarele metalurgice și constructoare de mașini, precum și pentru studenții din școlile cu profil metalurgic.

În lucrare a fost, de asemenea, sistematizat un material al autoarei, precum și materiale din literatura recentă de specialitate privind influența incluziunilor asupra oțelurilor.

Pe baza materialului faptic sînt prelucrate cîteva recomandări privind rolul și influența acestora asupra oțelurilor.

De asemenea, pe baza unor rezultate experimentale efectuate asupra unor serii de mărci, sînt date recomandări practice privind elaborarea.

Cartea este însoțită și de un album fotografic colorat, îmbogățind și mai mult cunoștințele legate de incluziunile din oțeluri.

Apreciem contribuția pozitivă pronunțată pe care o va aduce tehnologiei elaborării oțelurilor asimilarea conținutului cărții recenzate.

M. Ispas

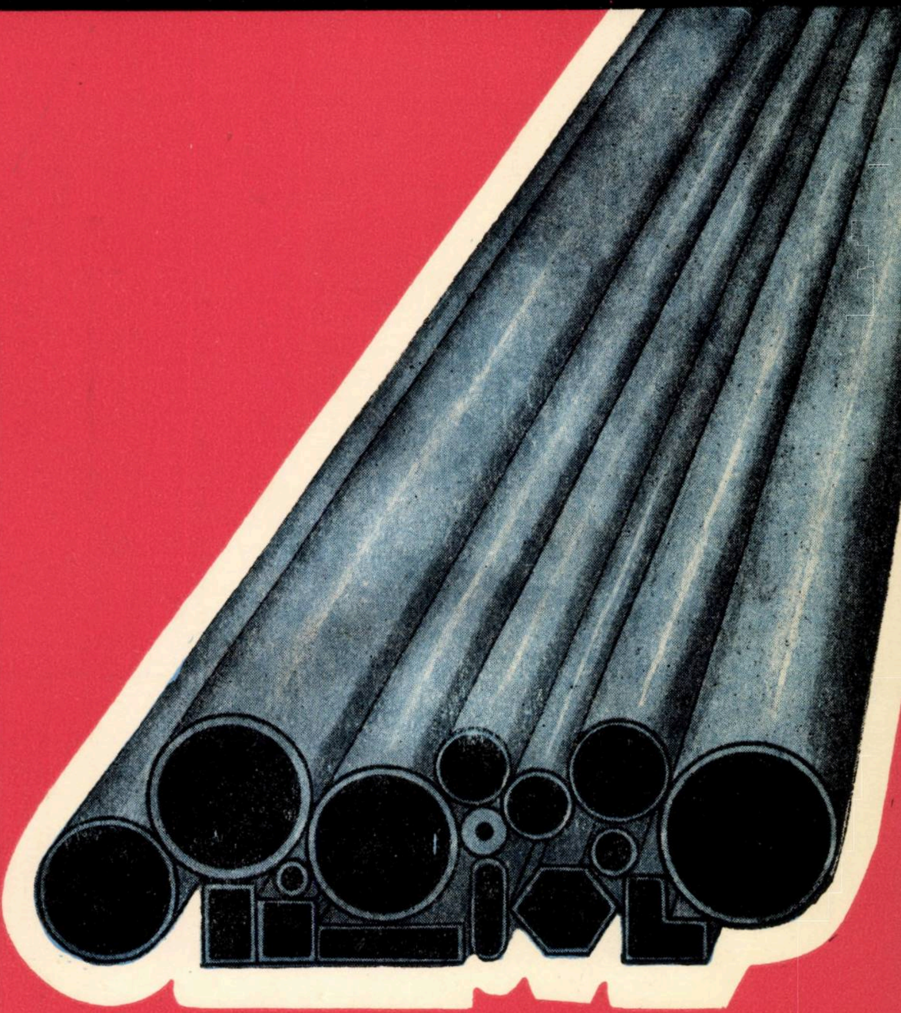
Revista METALURGIA, organ al Ministerului Metalurgiei și construcțiilor de Mașini și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.P.R. — Redacția și administrația, București, str. Ion Ghica nr. 3, raion Tudor Vladimirescu, telefon: 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 026.002 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, M.M.C.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru intreprinderi: lei 100 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25, București, c. 3784

ORSZÁGOS

Fabrica de țevi

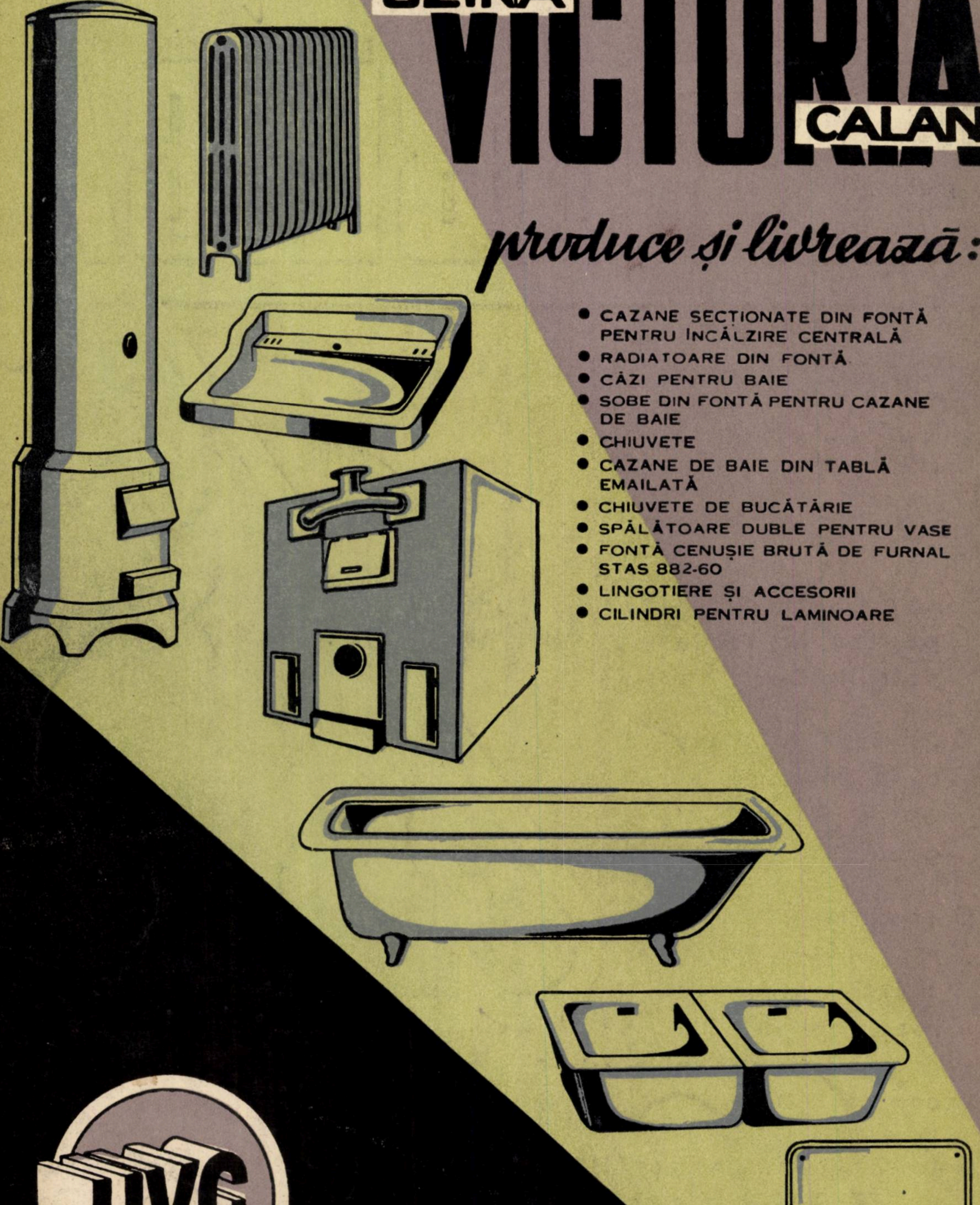
REPUBLICA

produce:



- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru prospecţiuni geologice
- Ţevi rotunde şi profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate laminate la cald cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul sub 6″, pentru instalaţii de apă, gaz şi abur

UZINA VICTORIA CALAN



produce și livrează:

- CAZANE SECȚIONATE DIN FONTĂ PENTRU INCĂLZIRE CENTRALĂ
- RADIATOARE DIN FONTĂ
- CÂZI PENTRU BAIE
- SOBE DIN FONTĂ PENTRU CAZANE DE BAIE
- CHIUVETE
- CAZANE DE BAIE DIN TABLĂ EMAILATĂ
- CHIUVETE DE BUCĂTĂRIE
- SPÂLÂTOARE DUBLE PENTRU VASE
- FONTĂ CENUȘIE BRUTĂ DE FURNAL STAS 882-60
- LINGOTIERE ȘI ACCESORII
- CILINDRI PENTRU LAMINOARE

UVC

E3280

METALURGIA

11

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XV • Nr. 11 • NOIEMBRIE 1963

uzinele

23 AUGUST

produc:

Piese turnate din oțel, pînă la 25 t/bucată

Piese turnate din oțeluri refractare

Piese turnate din oțel manganos

Piese turnate din fontă

Piese turnate din fontă modificată, pentru mașini-unelte

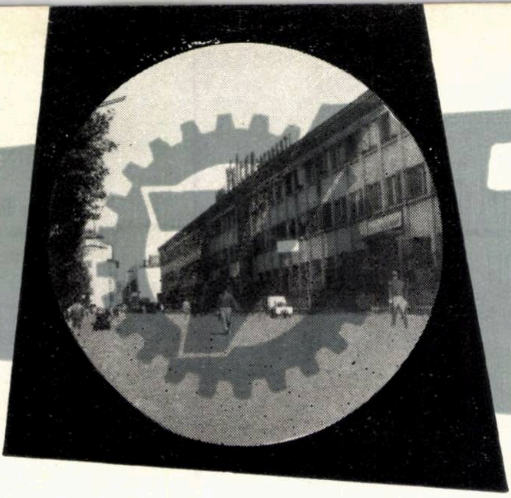
Piese forjate liber

Piese matrițate

Oțeluri aliate pentru construcții

Oțeluri pentru scule, aliate și rapide

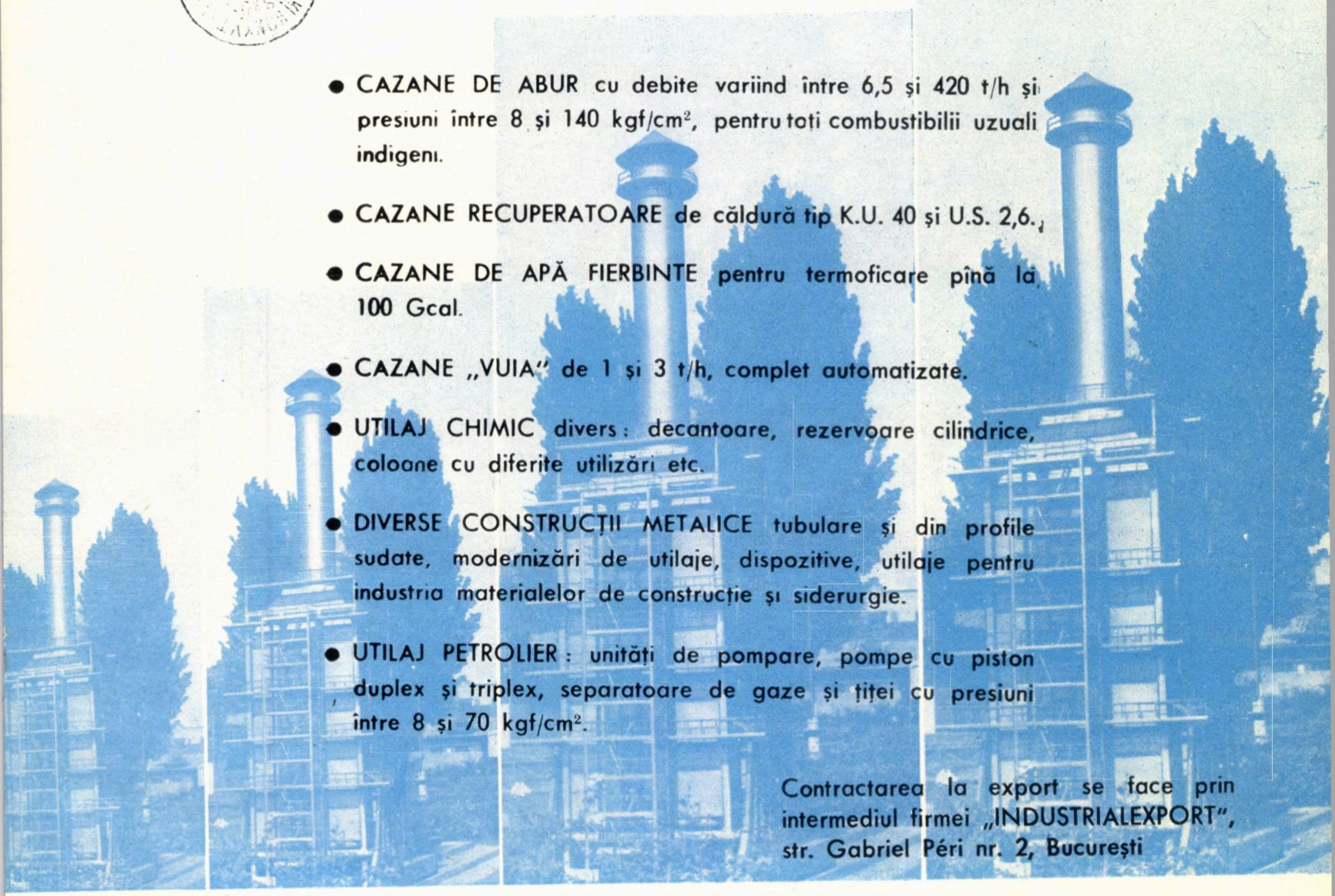
U23A



uzina Vulcan BUCUREȘTI

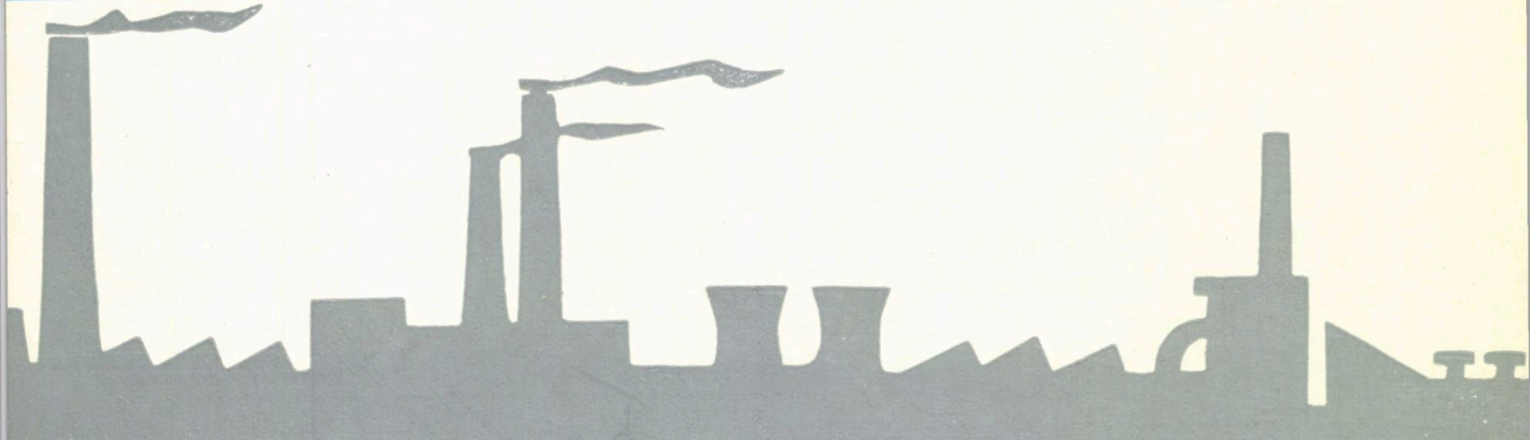
EXECUTĂ ȘI LIVREAZĂ

ÎN ȚARĂ ȘI STRĂINĂTATE



- CAZANE DE ABUR cu debite variind între 6,5 și 420 t/h și presiuni între 8 și 140 kgf/cm^2, pentru toți combustibilii uzuali indigeni.
- CAZANE RECUPERATOARE de căldură tip K.U. 40 și U.S. 2,6.
- CAZANE DE APĂ FIERBINTE pentru termoficare pînă la 100 Gcal.
- CAZANE „VUIA" de 1 și 3 t/h, complet automatizate.
- UTILAJ CHIMIC divers: decantoare, rezervoare cilindrice, coloane cu diferite utilizări etc.
- DIVERSE CONSTRUCȚII METALICE tubulare și din profile sudate, modernizări de utilaje, dispozitive, utilaje pentru industria materialelor de construcție și siderurgie.
- UTILAJ PETROLIER: unități de pompare, pompe cu piston duplex și triplex, separatoare de gaze și țiței cu presiuni între 8 și 70 kgf/cm^2.

Contractarea la export se face prin intermediul firmei „INDUSTRIALEXPORT",
str. Gabriel Péri nr. 2, București



VULCAN BUCUREȘTI • VULCAN BUCUREȘTI • VULCAN BUCUREȘTI

PROFILE LAMINATE GRELE, MIJLOCII ŞI FINE, SÎRMĂ, BENZI, TOATĂ GAMA DE SEMIFABRICATE DIN OŢELURI, CARBON ŞI ALIATE.

DERIVATE CHIMICE, APĂ AMONIACALĂ, SULFAT DE AMONIU. SULF, BENZEN, TOLUEN, XILEN, SMOALĂ, NAFTALINĂ..,

PRODUSE ŞI LIVRATE DE

COMBINATUL SIDERURGIC

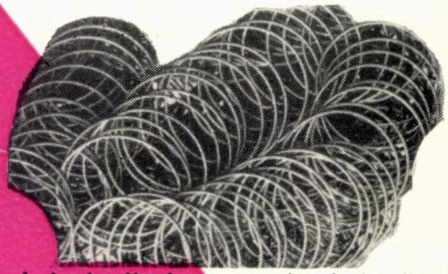
HUNEDOARA

Industria Sîrmei

Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite întrebuinţări.

Sîrme trase neferoase • din cupru şi din alamă.
Sîrme zincate • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.

Cuie de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.



Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale din sîrmă oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.

Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale.
Bare trase • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.

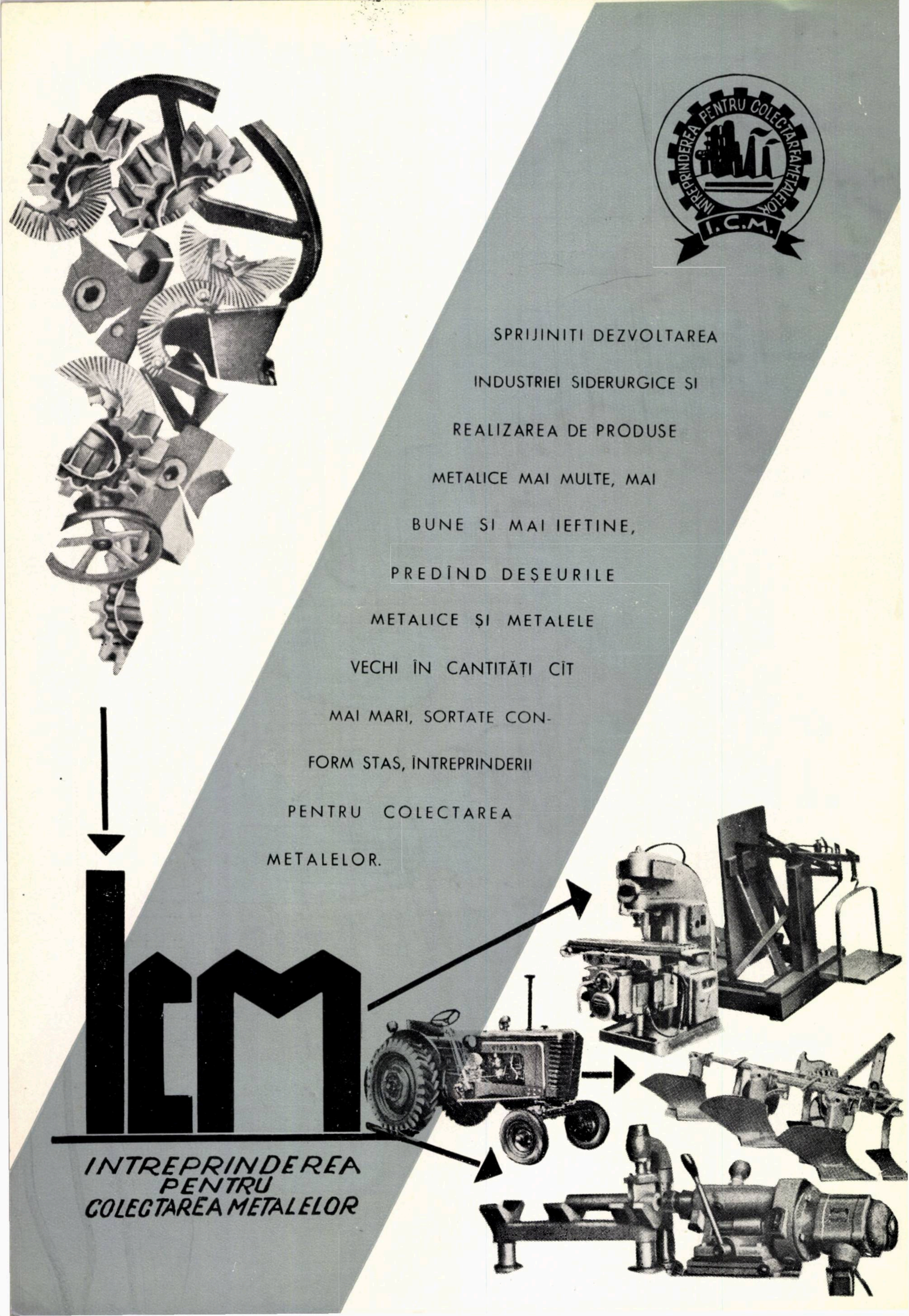
Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac.
Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV • Bandă izolatoare.

Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi a fontelor.

Industria Sîrmei

CÎMPIA-TURZII

STRADA LAMINORIŞTILOR, 145
RAIONUL TURDA, REGIUNEA CLUJ
Telefon 2, 9 14 şi 32



SPRIJINIȚI DEZVOLTAREA
INDUSTRIEI SIDERURGICE ȘI
REALIZAREA DE PRODUSE
METALICE MAI MULTE, MAI
BUNE ȘI MAI IEFTINE,
PREDÎND DEȘEURILE
METALICE ȘI METALELE
VECHI ÎN CANTITĂȚI CÎT
MAI MARI, SORTATE CONFORM STAS, ÎNTREPRINDERII
PENTRU COLECTAREA
METALELOR.

ICM

INTREPRINDEREA
PENTRU
COLECTAREA METALELOR

METALURGIA

ANUL 15 Nr. 11 NOIEMBRIE 1963

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI EXPERIMENTALE

Ionescu-Siseşti, B., Negoiţă, C. şi *Solacolu, M.* : **Influenţa tratamentelor izoterme asupra rezistenţei la uzură a fontei cu grafit eutectic** 625

Wanyorek, C. : **Turnarea cu solidificare intensiv dirijată — maselotele MOLPAD** 629

Popescu, V. I.: **Influenţa extruziunii asupra plasticităţii oţelului Fe-Cr-Al** 635

REALIZĂRI TEHNICE

Cruceru, C. : **Consideraţii tehnologice privind trefilarea cuprului şi aluminiului pentru scopuri electrotehnice** 638

Stanciu, T. şi *Ionescu, C.*: **Îmbunătăţirea calităţii tablelor decapate, recoapte şi răcite în atmosferă protectoare** 642

Niculescu, G.: **Incălzirea prin curenţi de inducţie de frecvenţa sunetului a unor profile cu pereţi subţiri** . . 645

Iorga, S., Ponoran, Z. şi *Ritzinger, E.* : **Măsurarea sub capac a temperaturii de recoacere în cuptor-tunel** 648

Lică, T., Dumitrescu, T. şi *Corneanu, A.* : **Determinarea vitezei de înaintare a materialelor argiloase în cuptorul rotativ de şamotizare** 651

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Mateiu, A. : **Calculul instalaţiilor de răcire a colacilor de sîrmă laminată din oţel** 655

Extrase 660
Recenzii 669
Informaţii 669

CZ 669.131.6 : 621.785.616.22

Ionescu-Siseşti, B., Negoiţă, C. şi *Solacolu, M.* : **Influenţa tratamentelor izoterme asupra rezistenţei la uzură a fontei cu grafit eutectic.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 625–629

Tratamentele izotermice la treapta intermediară îmbunătăţesc considerabil rezistenţa la uzură şi stabilizează structura fontelor cu grafit eutectic.

CZ 621.746.5

Wanyorek, C. : **Turnarea cu solidificare intensiv dirijată — maselotele MOLPAD.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 629–634

Se descriu bazele teoretice şi practice ale folosirii maselotelor oarbe laterale cu presiune atmosferică, alimentate direct din reţeaua de turnare. Se dau exemple practice de aplicare a acestor maselote.

CZ 621.771.4 : 669.15'26'71–194

Popescu, V. I. : **Influenţa extruziunii asupra plasticităţii oţelului Fe-Cr-Al.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 635–638

În lucrare se tratează unele probleme referitoare la deformarea plastică prin extruziune a oţelurilor Fe-Cr-Al. Pe baza rezultatelor obţinute în urma încercărilor efectuate se consideră raţional ca oţelurile Fe-Cr-Al, înainte de forjare sau laminare, să fie deformate prin extruziune.

CZ 621.771.3 : 669.3–426 : 669.71–426 : 621.3

Cruceru, C. : **Consideraţii tehnologice privind trefilarea cuprului şi aluminiului pentru scopuri electrotehnice.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 638–641

Se descriu instalaţiile de trefilare a cuprului şi a aluminiului de mare productivitate cu recoacere continuă, precum şi indicii tehnico-economici realizaţi. Se arată proprietăţile fizico-mecanice ale sîrmelor obţinute.

CZ 669.14–415 : 338.002.18

Stanciu, T. şi *Ionescu, C.* : **Îmbunătăţirea calităţii tablelor decapate, recoapte şi răcite în atmosferă protectoare.**

Metalurgia 15 (1963), nr 11, p. 642–644

Se indică soluţiile pentru desulfurarea şi eliminarea apei din gazul de gazogen, folosit ca atmosferă protectoare la răcirea tablelor decapate după recoacere.

CZ 631.3–2 : 669.14–42 : 621.785.1 : 621.365.5.023

Niculescu, G. : **Incălzirea prin curenţi de inducţie de frecvenţa sunetului a unor profile cu pereţi subţiri.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 645–648

În lucrare se arată posibilitatea călirii prin curenţi de frecvenţa sunetului a unor profile cu grosimea de 3 mm.

CZ 621.783.322 : 536.5

Iorga, S., Ponoran, Z. şi *Ritzinger, E.* : **Măsurarea sub capac a temperaturii de recoacere în cuptor-tunel.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 648–651

Se arată, pe baza măsurărilor făcute, variaţia temperaturi de recoacere a tablei într-un cuptor-tunel.

CZ 666.763.2.041

Lică, T., Dumitrescu, T. şi *Corneanu, A.* : **Determinare vitezei de înaintare a materialelor argiloase în cuptoru rotativ de şamotizare.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 651–655

În lucrare se descrie metoda surselor închise de radiaţi nucleare pentru determinarea vitezei de înaintare a materialelor argiloase în cuptoarele rotative de şamotizare.

CZ 621.771.252–71 : 669.14

Mateiu, A. : **Calculul instalaţiilor de răcire a colacilor d sîrmă laminată din oţel.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 655–659

DC 669.131.6 : 621.785.616.22

Ionescu-Siseşti, B., *Negoiţă, C.* and *Solacolu, M.* : **The influence of isothermic treatments on the resistance to wear of eutectic graphite.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 625–629

Isothermic treatments at the intermediate stage considerably improve the resistance to wear and stabilise the structure of cast iron with eutectic graphite.

DC 621.746.5

Wanyorek, C. : **Casting with intensively controlled solidification.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 629–634

The author describes the theoretical and practical bases of the use of lateral blind heads with atmospheric pressure, directly fed from the netwack of casting.

DC 621.771.4 : 669.15'26'71–194

Popescu, V. I. : **The influence of extrusion on the plasticity of steel Fe-Cr-Al.**

Metalurgia, 15 (1963), nr. 11, p. 635–638

In this article some problems concerning the plastic deformation of steel Fe-Cr-Al through extrusion is being studied. On the basis of the obtained results, as a consequence of the carried out experiences, it is being considered as rational that the Fe-Cr-Al steel before being forged or rolled should be deformed through extrusion.

DC 621.771.3 : 669.3–426 : 669.71–426 : 621.3

Cruceru, C. : **Technological considerations concerning the wire drawing of the copper and aluminium for electrotechnical scapes.**

Metalurgia 15 (1963) nr. 11, p. 638–641

The author describes the installations of the wire drawing of copper and aluminium of great productivity with continual annealing as well as the obtained technical and economic indices. They show the physical and mechanical proprieties of the obtained wires.

DC 669.14–415 : 338.062.18

Stanciu, T. and *Ionescu, C.:* **The improvement of the quality of the in protective atmosphere pickled, annealed and scaled sheets.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11 p. 642–644

The authors indicate solutions for the desulphurisation and elimination of water from the gas from generator used as protective atmosphere in the cooling of the scaled sheets after the annealing.

DC 631.3–2 : 669.14–42 : 621.785.1 : 621.365.5.023

Niculescu, G. : **Heating through inducing currents of the frequency of sound of some profiles with thin walls.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 645–648

In the article the possibility of tempering profiles of a 3 mm thickness through currents of the sound frequency are shown.

DC 621.783.322.536.5

Iorga, S., *Ponoran, Z.* and *Ritzinger, E.* : **The measuring of the annealing temperature in the tunnel furnace, under the lid.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 648–651

On the basis of carried out measurements, the variation of the annealing temperature of sheet metal in a furnace tunnel is shown.

DC 666.763.2.041

Lică, T., *Dumitrescu, T.* and *Coneanu, A.* : **The determination of the advancing speed of clay materials in rotative furnaces for chamotte.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 11, p. 651–655

The article describes the method of closed sources of nuclear radiations, to determine the advancing speed of clay materials in rotative furnaces for chamotte.

DC 621.771.252–71 : 669.14

Mateiu, A. : **The calculus of the cooling installations of rolled steel wire.**

Metalurgia 15 (1963) nr. 11, p. 655–659

CD 669.131.6 : 621.785.616.22

Ionescu-Sisești, B., Negoiță, C., Solacolu, M. : **L'influence des traitements isothermiques sur la résistance à l'usure de la fonte à graphite eutectique.**

Metalurgia 15 (1963), no. 11, p. 625–629

Les traitements isothermiques de moyen degré améliorent considérablement la résistance à l'usure et stabilisent la structure des fontes à graphite eutectique.

CD 621.746.5

Wanyorek, C. : **La coulée à solidification intensivement dirigée.**

Metalurgia 15 (1963), no. 11, p. 629–634

On examine les bases théoriques et pratiques de l'utilisation des masselottes latérales fermées à pression atmosphérique, alimentées directement par les poches de coulée.

CD 621.771.4 : 669.15'26'71–194

Popescu, V. I. : **L'influence de l'extrusion sur la plasticité de l'acier Fe-Cr-Al.**

Metalurgia 15 (1963), no. 11, p. 635–638

On examine certains problèmes concernant la déformation plastique par extrusion des aciers Fe-Cr-Al. En tenant compte des résultats obtenus à la suite des essais exécutés, on apprécie qu'il convient de déformer par extrusion avant le forgeage ou le laminage les aciers Fe-Cr-Al.

CD 621.771.3 : 669.3–426 : 669.71–426 : 621.3

Cruceru, C. : **Considérations technologiques sur le tréfilage du cuivre et de l'aluminium pour les fils métalliques qui seront utilisés par l'industrie électrotechnique.**

Metalurgia 15 (1963), no. 11, p. 638–641

On décrit les installations de haute productivité, à recuit continuel, pour le tréfilage du cuivre et de l'aluminium, ainsi que les indices techniques et économiques réalisés. On précise les propriétés physiques et mécaniques des fils métalliques obtenus.

CD 669.14–415 : 338.062.18

Stanciu, T. et *Ionescu, C.*: **L'amélioration de la qualité des tôles décapées recuites et refroidies en atmosphère protectrice.**

Metalurgia 15 (1963), no. 11, p. 642–644

On indique les moyens par lesquels on peut désulfurer et éliminer l'eau contenue dans le gaz de gazogène, utilisé comme atmosphère protectrice durant le refroidissement des tôles décapées après recuit.

CD 631.3–2 : 669.14–42 : 621.785.1 : 621.365.5.023

Niculescu, G. : **Le chauffage de certains profils à parois minces par des courants d'induction ayant la fréquence du son.**

Metalurgia 15 (1963), no. 11, p. 645–648

On montre la possibilité d'exécuter la trempe de certains profils d'une grosseur de 3 mm par des courants ayant la fréquence du son.

CD 621.783.322 : 536.5

Iorga, S., Ponoran, Z. et *Ritzinger, E.* : **Le mesurage sous couvercle de la température de recuit dans les fours à tunnel.**

Metalurgia 15 (1963), no. 11, 9. 648–651

On présente, sur la base des mesurages, la variation de la température du recuit de la tôle dans un four à tunnel.

CD 666.763.2.041

Lică, T., Dumitrescu, T. et *Corneanu, A.* : **La détermination de la vitesse de l'avancement des matériaux argileux dans le four rotatif ou l'on prépare la chamotte.**

Metalurgia 15 (1963), no. 11, p. 651–655

On décrit la méthode des sources fermées de radiations nucléaires pour déterminer la vitesse de l'avancement des matériaux argileux dans les fours rotatifs ou l'on prépare la chamotte.

CD 621.771.252–71 : 669.14

Mateiu, A. : **Le calcul des installations de refroidissement pour les glènes de fil métallique en acier.**

Metalurgia 15 (1963), no. 11, p. 655–659

DK 669.131.6 : 621.785.616.22

Ionescu-Siseşti, B., *Negoiţă, C.* und *Solacolu, M.* : **Der Einfluss der isothermen Behandlungen auf den Verschleisswiderstand des Gusseisens mit eutektischem Graphit.**

Metalurgia 15 (1963), H. 11, S. 625–629

Die isothermischen Behandlungen im mittleren Bereich verbessert um ein Bedeutendes den Verschleisswiderstand und stabilisiert die Struktur des Gusseisens mit eutektischem Graphit.

DK 621.746.5

Wanyorek, C. : **Giessen mit intensiv gelenktem Erstarren.**

Metalurgia 15 (1963), H. 11, S. 629–634

Es werden die theoretischen und praktischen Grundlagen der Verwendung seitlich geschlossenen verlorenen Köpfen für athmosphärischen Druck und direkter Beschickung aus dem Giessystem beschrieben.

DK 621.771.4 : 669.15′26′71 – 194

Popescu, V.I.: **Der Einfluss des Strangpressens auf Formbarkeit des Fe-Cr-Al-Stahls.**

Metalurgia 15 (1963), H. 11, S. 635–638

Im Aufsatz werden einige Fragen im Bezug auf die plastische Verformung des Fe-Cr-Al-Stahls durch Strangpressen behandelt. Auf Grund der erzielten Ergebnisse verschiedner Versuche wird es als notwendig erachtet, die Fe-Cr-Al-Stähle vor dem Schmieden oder Walzen durch Strangpressen zu verformen.

DK 621.771.3 : 669.3 – 426 : 669.71 – 426 : 621.3

Cruceru, C. : **Technologische Betrachtungen im Zusammenhang mit dem Ziehen des Kupfers und Aluminiums für elektrotechnische Zwecke.**

Metalurgia 15 (1963), H. 11, S. 638–641

Der Verfasser beschreibt hochproduktive Anlagen für das Ziehen des Kupfers mit kontinuierliche Glühen und führt die erzielten technischen und wirtschaftlichen Kenndaten an. Ferner werden die physikalischen und mechanischen Eigenschaften der gefertigten Drähte dargelegt.

DK 669.14 – 415 : 338.062.18

Stanciu, T. und *Ionescu, C.* : **Die Qualitätsverbesserung der in Schtuzgas geglühten und geklühlten gebeizten Bleche.**

Metalurgia 15 (1963), H. 11, S. 642–644

Es werden Lösungen zur Entschwefelung und Abscheidung des Wassers aus dem als Schtuzgas bei der Kühlung der geglühten gebeizten Bleche verwendeten Generatorgases.

DK 621.3 – 2 : 669.14 – 42 : 621.785.1 : 621.365.5.023

Niculescu, G. : **Die Erwärmung von dünnwandigen Profilen durch Induktion im Bereich der Tonfrequenz.**

Metalurgia 15 (1963), H. 11, S. 645–648

Im Aufsatz werden die Möglichkeiten der Härtung von 3 mm dicken Profilen durch Induktionströme in Bereich der Tonfrequenz erleutert.

DK 621.783.322 : 536.5

Iorga, S., *Ponoran, Z.* und *Ritzinger, E.* : **Das Messen der Glühtemperatur unter dem Deckel des Tunnelofens.**

Metalurgia 15 (1963), H. 11, S. 648–651

Auf Grund der vorgenommenen Messungen wird das Schwanken der Temperatur im Tunnelofen beim Glühen der Bleche dargelegt.

DK 666.763.2.041

Lică, T., *Dumitrescu, T.* und *Corneanu, A.* : **Die Bestimmung der Vorschubgeschwindigkeit des Tongutes im Schamott-Drehofen.**

Metalurgia 15 (1963), H. 15, S. 651–655

Im Aufsatz wird das Verfahren der geschlossenen Kernstrahlungsquellen für die Bestimmung der Vorschubgeschwindigkeit des Tongutes in Rotationsöfen beschrieben.

DK 621.771.252 – 71 : 669.14

Mateiu, A. : **Die Berechnung der Anlagen zum Abkühlen der gewalzten Stahldrahtrollen.**

Metalurgia 15 (1963), H. 11, S. 655–659

ДК 669.131.6 : 621.785.616·22

Ионеску-Сисешть, *Б.*, *Негоица*, *К.*, *Солаколу*, *М.*: **Влияние изотермической обработки на износостойкость чугуна с эутектическим графитом.**

Metalurgia 15 (1963), № 11, стр. 625–629

Изотермическая обработка на промежуточной ступени существенно улучшает износостойкость и стабилизирует структуру чугунов с эутектическим графитом.

ДК 621.746.5

Ваниорек, *К.*: **Литье с интенсивно управлеяемым твердением**

Metalurgia 15 (1963), № 11, стр. 629–634

Описываются теоретические и практические основы использования боковых глухих прибылей с атмосферным адвлением, непосредственно питаемых из литейных каналов.

ДК 621.771.4 : 669.15′26′71–194

Попеску, *В. И.* : **Влияние экструзии на пластичность стали**

Metalurgia 15 (1963), № 11, стр. 635–638

В работе рассматриваются вопросы, связанные с пластической деформацией при экструзии сталей Fe, Cr, Ал. На основании результатов полученных при проведенных испытаниях предлагается, чтобы до ковки или проката стали Fe, Cr, Ал были подвергнуты деформации посредством экструзии.

ДК 621.771.3 : 669.3–426 : 669.71–426 : 621.3

Кручеру, *К.*: **Технологические соображения о волочении меди и алюминия для электротехнических целей.**

Metalurgia 15 (1963), № 11, стр. 638–641

Описываются высокопроизводительные установки для волочения меди и алюминия с непрерывным отжигом, а также приводятся получаемые технико-экономические показатели.

ДК 669.14–415.338.062.18

Станчу, *Т.* и *Ионеску*, *К.* : **Улучшение качества декапированного листового материала, отоженного и охлажденного в защитной атмосфере.**

Metalurgia 15 (1963), № 11, стр. 642–644

Показаны способы десульфурирования и удаления воды из газогенераторного газа, используемого в качестве защитной атмосферы при охлаждении декапированных листовых материалов после отжига.

ДК 621.3–2 : 669,14–42 : 621.785.1 : 621.365.5.023

Никулеску, *Г.*: **Подогрев индукционными токами звуковой частоты профильных тонкостенных изделий.**

Metalurgia 15 (1963), № 11, стр. 645–648

В работе показана возможность закалки токами звуковой частоты профильных изделий толщиной 3 мм.

ДК 621.783.322 : 536.5

Иорга, *С.*, *Поноран*, *З.* и *Рицингер*, *Е.*: **Изменение под крышкой температуры отжига в туннельной печи.**

Metalurgia 15 (1963), № 11, стр. 648–651

На основании проведенных измерений, показано измерение температуры отжига жести в туннельной печи.

ДК 666.763.2.041

Ликэ, *Т.*, *Думитреску*, *Т.* и *Корняну*, *А.*: **Определение скорости передвижения глинистых материалов в обжигательной вращающейся печи.**

Metalurgia 15 (1963), № 11, стр. 651–655

В статье описывается метод закрытых ядерных радиационных источников для определения скорости передвижения глинистых материалов в обжигательных вращающихся печах.

ДК 621.771.252–71 : 669.14

Матей, *А.*: **Расчёт установок для охлаждения бухт стальной катанки.**

Metalurgia 15 (1963), № 11 стр. 655–659

METALURGIA
ANUL 15
Nr. 11
BUCUREŞTI
NOIEMBRIE
1963

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.

STUDII ŞI CERCETĂRI EXPERIMENTALE

CZ 669.131.6 : 621.785.616.22

Influenţa tratamentelor izoterme asupra rezistenţei la uzură a fontei cu grafit eutectic

Ing. B. IONESCU-SISEŞTI, ing. C. NEGOIŢĂ şi ing. M. SOLACOLU
Institutul politehnic – Bucureşti

Standardele consideră că grafitul eutectic cu distribuţie interdendritică are influenţă defavorabilă asupra rezistenţei la uzură. Cum la fabricarea unor piese, cum sînt segmenţii de piston, grafitul eutectic este greu de evitat, se produc mari rebuturi (20–25%) [1], [2], [3], [4], [5].

Plecînd de la faptul că grafitul eutectic micşorează rezistenţa la uzură, mai ales prin aceea că favorizează separarea feritei, cercetările recente au stabilit că în rezistenţa la uzură rolul principal îl joacă masa de bază, rolul grafitului eutectic fiind secundar [6], [7].

Considerînd deci acest ultim fapt, s-a produs îmbunătăţirea structurii masei de bază prin tratament termic izoterm.

Pentru a stabili condiţiile optime ale acestui tratament s-a studiat transformarea izotermă a austenitei într-o fontă cu grafit eutectic, determinînd diagrama TTT.

Metoda de experimentare. Pentru studiu, s-a ales o fontă de segmenţi aliată cu grafit eutectic cu următoarea compoziţie : 3,42% C ; 2,85% Si ; 1,04% Mn ; 0,03% S ; 0,5% P ; 0,22% Cu ; 0,59% Cr ; 0,89% Ni [6].

Curba dilatometrică a fontei este arătată în figura 1. Punctele de transformare sînt : $Ac_1 = 745°C$; $Ac_3 = 810°C$; $Ar_3 = 695°C$; $Ar_1 = 640°C$. Punctul *Ms* a fost găsit la 220°C. Masa de bază constă din perlită foarte fină. Grafitul se prezintă în două forme : grafitul eutectic interdendritic, formînd cuiburi din lamele scurte, şi grafitul secundar din lamele de mărime mijlocie spre mare, uniform repartizat în masa de bază. Între lamelele grafitului eutectic s-au separat particule mici de ferită, în mică cantitate. Eutecticul fosforos formează o reţea relativ fină (fig. 4, *a*).

Pentru trasarea curbelor TTT s-au folosit metodele : dilatometrică, magnetică şi microscopică. În cazul metodei dilatometrice s-a

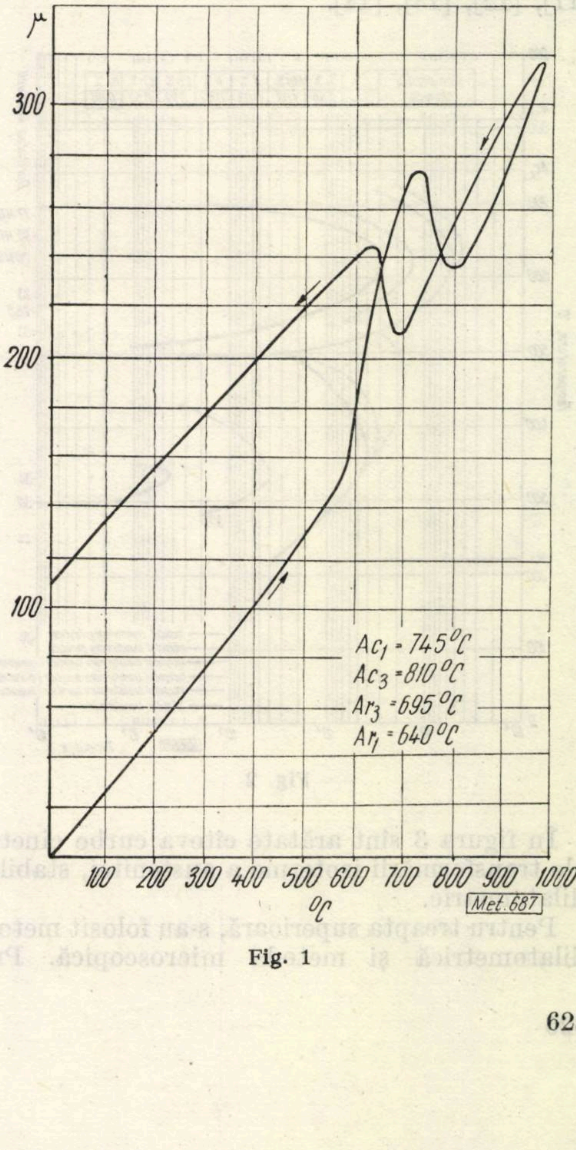


Fig. 1

folosit o instalație care leagă într-un ansamblu cuptoarele, dilatometrul propriu-zis și dispozitivul de amplificare [8]. Cuptorul de austenitizare (cu baie de cositor) și cuptorul de călire izotermă (cu baie de aliaj Sn—Pb) se pot schimba în mai puțin de 0,5 s. Băile permit menținerea temperaturii cu o variație de numai ±1°C, timp de 5—6 h. Epruvetele au avut $l = 20{,}5$ mm și $d = 2{,}3$ mm,fiind prelucrate direct din segmenți de piston.

În cazul metodei magnetice s-a folosit un anizometru de tip Akulov. Baia de austenitizare și baia de tratament sînt, de asemenea, băi metalice. Epruvetele au fost prelucrate, de asemenea, din segmenți și aveau $l = 23$ mm, $d = 2{,}2$ mm.

Caracteristicile curbelor și ale cineticii transformărilor. Diagrama TTT este arătată în figura 2. Treapta *Ar'* are durata minimă de incubație mai mică decît cea a treptei *Ar''*, cu alte cuvinte curbele treptei superioare sînt mai la stînga decît cele ale treptei intermediare. Cele două trepte se întrepătrund pe un interval foarte mic, în jur de 500°C. În intervalul 320—360°C durata transformării este foarte mare. Încercările din acest interval au fost limitate la 5—6 h fiecare.

Curbele nu se prelungesc sub *Ms* [9], [10], [11], [12], [13], [14].

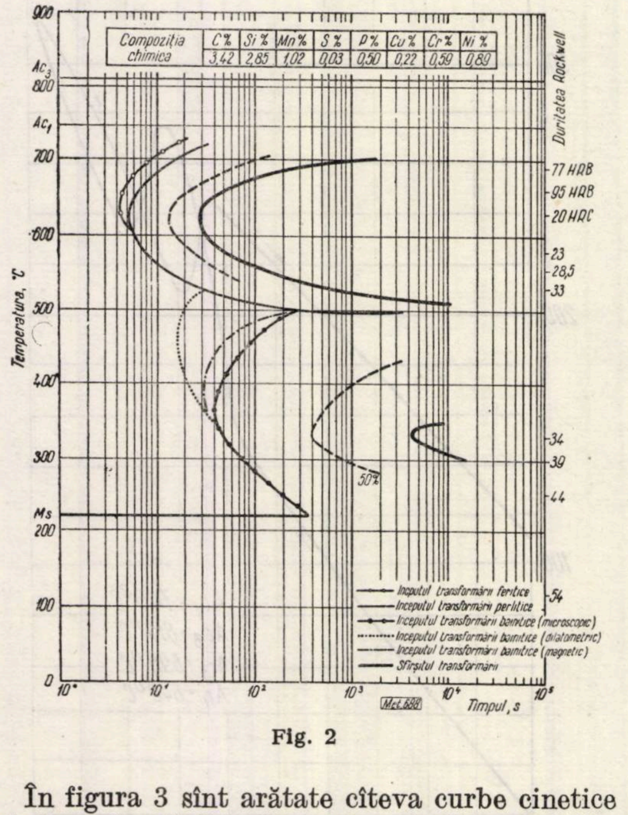


Fig. 2

În figura 3 sînt arătate cîteva curbe cinetice ale transformării izoterme a austenitei, stabilite dilatometric.

Pentru treapta superioară, s-au folosit metoda dilatometrică și metoda microscopică. Prin metoda dilatometrică s-au trasat curbele de început de transformare perlitică, de sfîrșit și de 50% transformare, iar prin metoda microscopică, începutul separării feritei.

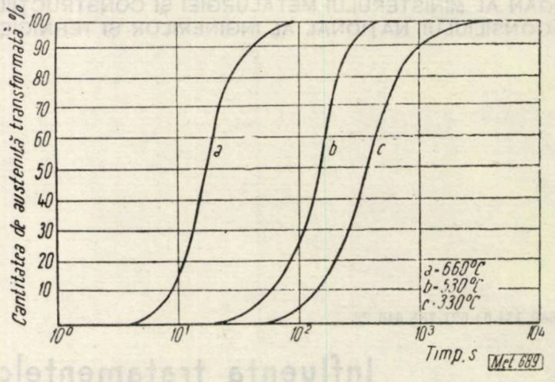


Fig. 3

Pentru treapta intermediară, s-au folosit toate trei metodele. S-a trasat dilatometric curba de început de transformare a austenitei. Verificarea începutului transformării a fost făcută microscopic. Curbele obținute sînt diferite. Curba de început de transformare bainitică obținută magnetic este intermediară între cea dilatometrică și cea microscopică.

Din poziția curbelor obținute dilatometric și magnetic se deduce că transformarea austenitei este inițiată de expulzarea carbonului din soluție și depunerea lui ca grafit pe lamelele preexistente, proces manifestat exclusiv prin mărirea de volum și ca urmare nesesizabil cu metoda magnetică.

În ceea ce privește poziția curbei microscopice, se apreciază că este rezultatul subiectivității observațiilor și sensibilității ei limitate, în ceea ce privește punerea în evidență a unor fenomene de mică amploare, ca de exemplu depunerea carbonului pe lamelele preexistente sau apariția în mică cantitate a unor particule dintr-un nou constituent.

Descrierea structurilor. În studiile structurale a trebuit să se urmărească nu numai constituenții formați din masa de bază, ci și în ce măsură eterogenitatea produsă de constituenții „inerți" (eutecticul fosforos și grafitul eutectic) este accentuată sau se pierde, adică în speță dacă grafitul eutectic și eutecticul fosforos contribuie la formarea preferențială în spațiu a structurilor de transformare sau în ce măsură grafitul dispare sau filamentele se îngroașă etc., fiindcă aceste schimbări de structură influențează rezistența la uzură.

Se analizează, din acest punct de vedere, mai întîi acțiunea grafitului eutectic în separarea feritei. În diagramele TTT deasupra curbei perlitice se găsește o curbă de separare a feritei. Cantitatea de ferită crește cu temperatura de transformare și pentru o anumită temperatură cu durata de transformare (fig. 4, *b*, 4 *c*, 4, *d*, 4, *e*). Se precizează însă că în întreg intervalul în care transformarea austenitei începe cu separare de ferită, cantitatea de ferită continuă să crească prin descompunerea perlitei ce se formează (fig. 4, *c* și 4, *d*).

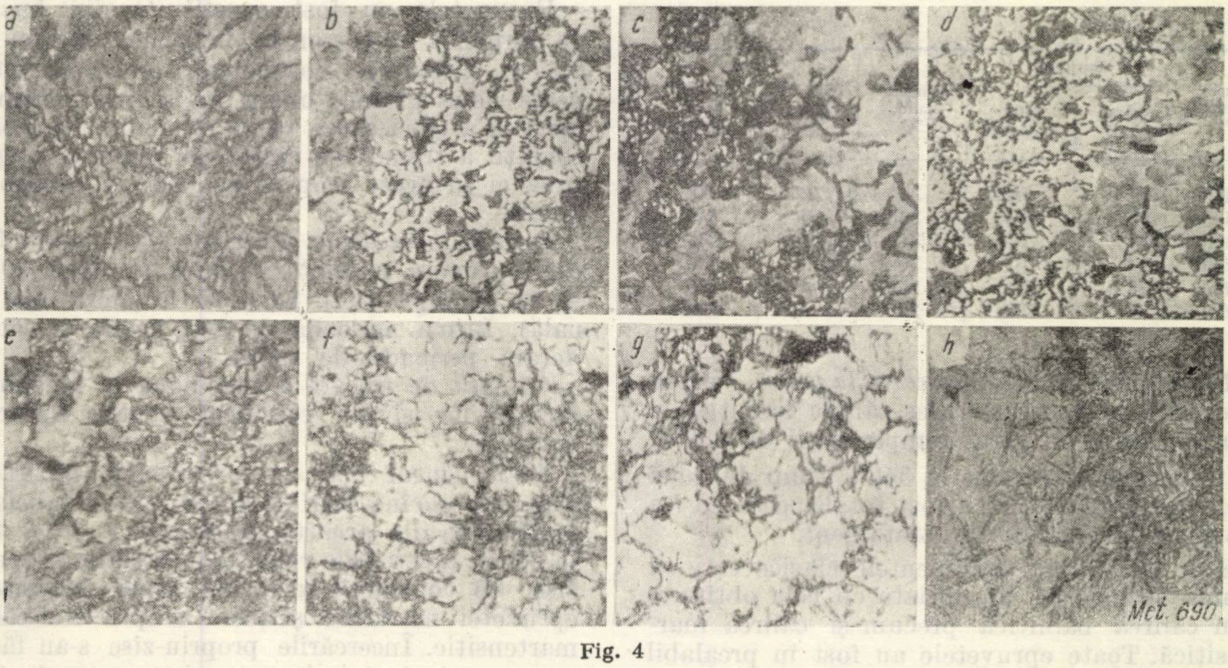


Fig. 4

Grafitul eutectic și, în general, grafitul activează transformarea, micșorînd perioada de incubație. El activează transformarea nu numai în ce privește separarea feritei, dar și formarea celorlalți constituenți din austenită.

Dar nu numai grafitul eutectic activează transformarea, ci și ceilalți constituenți, însă în mai mică măsură. În figura 4 se vede clar cum transformarea în perlită (la 500°C, 1 000 s menținere), după ce a avansat suficient în cuiburi se produce lîngă filamentele de grafit extraeutectic și chiar lîngă pereții rețelei de eutectic fosforos.

În sens cinetic, grafitul eutectic nu este inert, ci participă activ la amorsarea procesului de transformare; grafitul extraeutectic și eutecticul fosforos participă în mai mică măsură (fig. 4, *f* și 4 *g*).

În domeniul bainitic, cuiburile de grafit eutectic au același rol de amorsare a transformării (fig. 4, *h*). De asemenea, grafitul extraeutectic și eutecticul fosforos își mențin rolul.

La fonta studiată, temperatura de 500°C se găsește în regiunea de întrepătrundere a celor două domenii, a celor două „trepte" (superioară și intermediară), cum este arătat în diagrama TTT (fig. 2). În structură se vede nu numai constituentul perlitic (negru, troostitic), ci și primul constituent bainitic, ferita probainitică. Aceasta trimite în interiorul ochiurilor dendritice ale cuiburilor de grafit apofize și lamele aciculare.

La 450°C, după 640 s, se găsește și bainită superioară alături de ferita probainitică. Bainita se prezintă în lentile scurte atașate la filamentele de grafit. Transformarea la această menținere este de 30%, pentru ca la o menținere de 1 000 s să nu ajungă decît la 45%.

La 400°C nu mai apare ferită probainitică. Singurul constituent de transformare, bainita, apare la 50 s menținere sub formă de rare grupuri de lamele. Lamelele ei sînt scurte, iar în imersiune lamelele apar cu îngroșări tuberculare.

La 200 s menținere, transformarea atinge 15–20%, iar la 1 000 s, 50%. Transformarea este socotită, evident, pe tot cîmpul.

La 350°C transformarea începe la 40 s menținere pentru ca la 80 s să ajungă la 10%; la 400 s, 42%, la 1 000 s, 72%, iar la 7 000 s la 95%. Este interesant să se constate faptul că la menținere îndelungată lamelele bainitei se îngroașă puțin. Se subliniază că și la 350°C, ca și la celelalte temperaturi, transformarea începe și este mai întinsă în cuiburile de grafit eutectic, întinzîndu-se apoi și în preajma filamentelor eutectice.

Se mai poate menționa că la transformarea parțială se observă că lamelele bainitice au anumite direcții, legate de planele rețelei austenitei.

În sfîrșit la 300°C, transformarea, care începe la 75 s de menținere, este mai mare de 50% la o menținere de 1 000 s.

Duritatea structurilor. S-a determinat duritatea structurilor de transformare totală la diferite temperaturi cuprinse între Ac_1 și *Ms*.

S-au folosit deci epruvete de sfîrșit de transformare la temperatura respectivă. Duritățile înscrise pe curbele TTT au fost determinate pe epruvete dilatometrice pe care încercările se fac greu. Corectînd cu epruvete speciale s-au obținut valorile din tabela 1.

Tabela 1

Temperatura, °C	Duritatea		Temperatura, °C	Duritatea	
	valoarea	felul unităților		valoarea	felul unităților
690	77	RB	350	37	RC
660	95	RB	330	39	RC
630	20	RC	313	40	RC
580	23	RC	300	34	RC
555	28,5	RC	250	49	RC
530	33	RC	220	56	RC

Tratamentul pentru încercarea la uzură. Pentru încercarea la uzură s-a ales călirea bainitică și anume călirea în jurul temperaturii de 350°C.

În epruvetele tratate la 350°C timp de două ore, transformarea nu a fost totală, ceea ce s-a prevăzut în tabela de tratament.

S-au făcut apoi tratamentele clasice care să confere proprietăți apropriate cu cele obținute prin călirea bainitică precum și călirea martensitică. Toate epruvetele au fost în prealabil austenitizate la 860°C timp de 15 min și schimbate din cuptorul de austenitizare în cuptorul de tratament în circa 1/3 s, cu un dispozitiv Akulov.

Duritățile sînt cele din tabela 2. Se constată că duritățile structurilor bainitice sînt mai mici decît duritățile structurilor de călire clasică și revenire corespunzătoare. Se constată, de asemenea, atît în tratamentele pentru încercarea la uzură, cît și în tratamentele pentru trasarea diagramei TTT, că duritatea crește cu cît temperatura tratamentului scade. În tratamentele clasice, evident, duritatea crește cu cît temperatura de revenire este mai mică.

*Încercarea la uzură**. Mașina de încercat la uzură a fost o mașină de tip cilindru-piston, în piesa-piston fiind montată epruveta, care este menținută prin presare cu un arc. Condițiile generale ale încercării au fost : ungerea cu ulei 305, cu un debit de 20 picături/min, presiunea de apăsare a epruvetei pe piston — 2 kgf/cm^2.

Epruvetele au fost constituite din bucăți de segmenți de piston cu lungimea coardei de 2,5 cm. Greutatea epruvetelor netrecînd mult peste două grame, uzura nu a fost sensibilă decît la a treia sau a patra zecimală. În aceste condiții a trebuit ca cîntărirea piesei și pregătirea ei în acest scop să se facă cu deosebită atenție.

Durata încercărilor a fost de 40 h pentru fiecare epruvetă, cu cîntărire după 10, după 10 + + 10 și după 10 + 10 + 20 h (cîntărirea finală). Prima perioadă de 10 h poate fi considerată perioada de rodaj.

Cămașa de frecare a fost nouă la începutul încercărilor și s-a rectificat pentru fiecare epruvetă.

Tratamentul aplicat epruvetelor, duritatea și rezultatele încercărilor sînt arătate în tabela 2. Încercările din această tabelă pot fi împărțite în două : încercările reper și încercările propriuzise. Se consideră încercări reper încercarea epruvetei netratate și aceea a epruvetei călite martensitic. Încercările propriu-zise s-au făcut pe epruvete tratate izoterm și pe epruvete tratate prin procedeul clasic. Călirea bainitică la 350°C cu transformarea totală a fost așezată în tabelă astfel încît să poată fi ușor comparată cu călirea clasică și revenirea la 350°C timp de 1 h. De asemenea, călirea la 313°C a fost așezată în dreptul epruvetei revenite la 300°C. Călirea bainitică la 350°C timp de două ore, dînd numai transformare parțială (95%), a fost trecută în tabelă orientativ.

---

* Încercările la uzură au fost efectuate de ing. *O. Biță* la Institutul de mecanică aplicată.

Tabela 2

Tratament izoterm						Tratament clasic				
Regimul	Transf. %	Duritate	Uzura g×10^{-6}			Regimul	Duritate	Uzura g × 10^{-6}		
			10 h	+ 10 h	+ 20 h			10 h	+ 10 h	+ 20 h
Netratat		81,5 RB	222	220	87	Netratat	81,5 RB	222	220	87
						Călit martensitic	56 RC	206		
Călit bainitic 350°C, 2 h.	95	36 RC	170	150	—					
Călit bainitic 350°C, 3 h.	100	37,2 RC	110	86	—	Călit apă rev. 350°C 1 h.	49,4 RC	68	26	50
Călit bainitic 313°C, 3 h. 15′	100	40	45	45	—	Călit apă rev. 300°C 1 h	50 RC	61	23	44

Rezultatele care interesează se constată din compararea celor două grupe principale de epruvete și confruntarea cu celelalte. Acestea sînt:

— duritatea epruvetelor călite izoterm este mai mică decît a epruvetelor călite clasic, cu care se compară;

— uzura în perioada de rodaj a epruvetelor călite izoterm este aproape de 1,7 ori mai mare decît a celor tratate clasic; ea scade însă repede, pentru ca în ultimele 20 h de încercare să fie foarte mică, practic nulă.

Urmează deci că uzura epruvetelor tratate izoterm se stabilizează repede la o valoare de regim foarte mică (de fapt crește extrem de încet), cum arată schematic curba 1 din fig. 5, pe cînd uzura epruvetelor călite și revenite, deși mai mică la început, este mai mare în funcționarea de regim (curba 2 din figura 5).

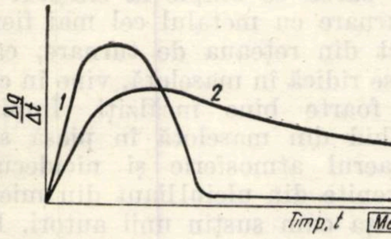


Fig. 5

În comparație cu epruveta netratată, uzura de regim a epruvetelor tratate izoterm este deci de cel puțin 2,2 ori mai mică.

Faptul că deși duritatea epruvetelor călite izoterm este mai mică decît a epruvetelor tratate clasic, uzura lor de regim este sensibil mai mică, dovedește că rezistența lor la uzură nu este determinată atît de mult de duritate.

Pe lîngă structura ultrafină, aceasta îndreptățește în plus să se admită că structura bainitică este mai puțin gripantă decît structurile de tratament clasic.

Din tabela 2 se vede că tratamentul în partea mediană a intervalului bainitic, în acest caz 313°C, apare ca fiind cel mai convenabil.

În concluzie, tratamentele izoterme la treapta intermediară îmbunătățesc considerabil rezistența la uzură. Din tot domeniul acesta, este de recomandat, în special, intervalul mediu al domeniului bainitic.

* * *

(Colectivul aduce mulțumiri tov. ing. Iacob de la C. C. al Academiei pentru ajutorul dat la experiențe).

---

[1] Standard unional de stat (U.R.S.S.). Segmenți de piston și de sertar Gost 2250-54. [2] Standard de stat (R.P.R.). Segmenți din fontă cenușie pentru pistoane și sertare STAS 4610-54. [3] Standard de stat (R.P.R.). Tole pentru segmenți și segmenți turnați individual, în stare brută STAS 4609-54. [4] Standard de stat (R.P.R.). Tole brute pentru segmenții pistoanelor și sertarelor de locomotive de abur STAS 3426-54. [5] Segmenți de pistoane. București, Editura tehnică. [6] *Dumitrescu, Tr.* Studiul influenței formei și distribuției grafitului asupra calității segmenților de piston din fontă aliată. Studii și cercetări de metalurgie, Academia R.P.R., nr. 5, 4, 1960. [7] *Dumitrescu, Tr.* și *Popescu, P.* Segmenți de piston din fontă cu grafit nodular cu structură feritică. Comunicarea Academiei R.P.R. **IV**, nr. 12, 1956. [8] *Dumitrescu, Tr., Ionescu, C.* și colab. Asupra anomaliei prezentate de curbele dilatometrice ale cineticii transformării izoterme a austenitei la unele oțeluri. Studii și Cercetări de metalurgie, Acad. R.P.R., 1. VI. 1961, p. 33—49. [9] *Delbart, G.* și *Ravery, M.* Rev. de Met. **XLVI** nr. 6, 1949, p. 399—418; nr. 7, 1949, p. 675—702. [10] *Diego Straniero*, Amer. Machinist, vol. 100, nr. 13, iunie 1956, p. 126—128. [11] *Baj, M., Tornei, R.* Stal nr. 12, 1960, p. 813—827. [12] *Ko, T., Cottrell S. A.* Journal of the Iron and Steel Institute nov., 1952, p. 307—313. [13] *White f. S., Owen, W. S.* Cit Andrew Carnegi res. Rep fowen Ir. a St. Inst. mai 1960. [14] *Fontino, D. I.* Trattam termici della ghisa. La fonderia italiana, **10**, nr. 8, aug. 1961, p. 333—340.

CZ 621.746.5

Turnarea cu solidificare intensiv dirijată — maselotele MOLPAD*

Ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic – Brașov

O aplicație aproape integrală a principiilor stabilite în lucrările [1], [2], [3], s-a putut face cu ocazia realizării practice a metodei de turnare MOLPAD. Metoda de turnare MOLPAD se caracterizează printr-o solidificare a pieselor extrem de energic dirijată, ceea ce permite realizarea unor avantaje tehnico-economice foarte importante, printre care figurează și reducerea consumului specific de metal lichid prin micșorarea maselotelor. În același timp se obțin piese de foarte bună calitate, compacte, ceea ce este deosebit de important în cazul pieselor turnate solicitate la presiuni interioare ridicate.

În această privință, tehnologia MOLPAD, reprezintă o soluție bună (fig. 1). Fiind spălate de toată cantitatea de oțel care va umple piesa, aceste maselote (fundul lor și canalul de legătură piesă-maselotă) se încălzesc foarte puternic prin contact direct cu curentul de metal, iar creștetul maselotei oarbe este încălzit prin radiația termică emanată de la baia metalică, mereu împrospătată, care se formează pe fundul maselotei oarbe cu ajutorul unui prag de separație, situat între maselotă și piesă, prevăzut anume pentru acest scop. Acest bazin denumit bazin de radiație, încălzește atît de puternic încît deseori calota superioară a maselotei oarbe solidificate nu are de loc crustă. Presiunea

---

* MOLPAD = maselote oarbe laterale cu presiune atmosferică alimentate direct din rețeaua de turnare.

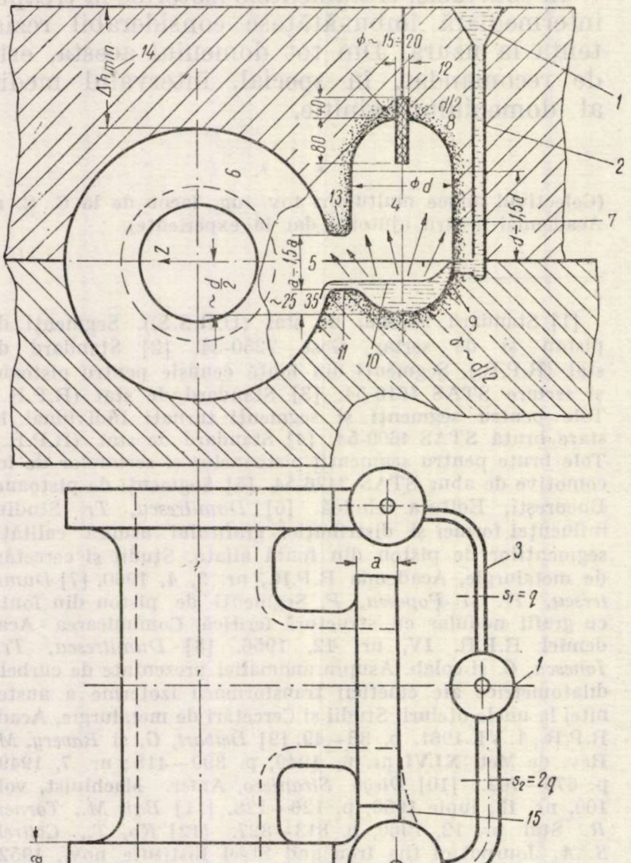


Fig. 1

atmosferică care se transmite prin miezul de ventilație pînă la suprafața liberă a metalului lichid din maselotă, pompează cu putere metalul lichid pentru a intra forțat în piesă, spre a completa golul de contracție virtual din piesă. Presiunea atmosferică este echivalentă teoretic cu presiunea unei coloane de oțel lichid de 1 300 mm (practic cel puțin 800—1 000 mm), ceea ce explică posibilitatea alimentării perfecte a pieselor din maselote laterale, dar indică și limitele procedeului.

Aceasta înseamnă că denivelarea maximă, dintre creștetul piesei și nivelul mediu al canalului de legătură piesă-maselotă oarbă laterală nu poate depăși aceste valori (fig. 1, unde: *1*—pîlnia de turnare; *2*—canalul principal de turnare; *3* — alimentatorul; *4*— corpul maselotei MOLPAD; *5*— canalul de legătură maselotă-piesă; *6* — corpul piesei; *7* — partea cilindrică a maselotei; *8* — calota superioară a maselotei; *9* — calota inferioară a maselotei; *10* — suprafața radiantă a metalului lichid din bazinul de radiație; *11* — pragul de separare necesar pentru formarea bazinului de radiație. În prelungirea miezului se află canalul de aerisire; *12* — miezul de ventilație prin care pătrunde presiunea atmosferică; *13* — zona punctată în care amestecul de formare suferă o supraîncălzire puternică: nod termic dinamic; *14*— denivelarea minimă a pîlniei de turnare față de creștetul piesei; *15* — eventualul adaos tehnologic; *N* — nivelul mediu al canalului de legătură maselotă-piesă în locul cel mai strangulat).

Proporțiile indicate în figura 1 sînt informative, valoarea lor optimă depinde de dimensiunile absolute și se determină experimental prin omologare, pe bază de secționări ale piesei și maselotelor.

Maselota oarbă se umple la sfîrșitul procesului de turnare cu metalul cel mai fierbinte, venit direct din rețeaua de turnare, care, pe măsură ce se ridică în maselotă, vine în contact cu pereți foarte bine încălziți. Împingerea oțelului lichid din maselotă în piesă se face de către aerul atmosferic și nicidecum de gazele provenite din uleiul liant din miezul de ventilație, așa cum susțin unii autori. Pentru aceste gaze este mult mai ușor să iasă în atmosferă, trecînd prin miezul de ventilație și canalul de aerisire din marca formei, decît să împingă metalul lichid din maselotă. De altfel, în timpul umplerii, radiația termică determină o calcinare prealabilă parțială a miezului, încă înainte ca acesta să fie complet înconjurat de metal lichid, ceea ce determină producerea și evacuarea gazelor de calcinare înainte ca golirea maselotei să fi început în mod substanțial.

Maselotele oarbe se obțin cu modele ieftine și ușor de confecționat. Același model de maselotă se poate folosi pentru piese diferite ca formă, dar apropiate ca greutate și grosime (conformație). Numărul maselotelor se determină în funcție de numărul nodurilor termice alimentate. Se preferă alimentarea în colectiv, a două-trei noduri dintr-o singură maselotă (în acest scop se pot tipări mai multe piese într-o formă). Randamentul de utilizare a metalului lichid este mai mare, maselotele mai mari avînd o suprafață de răcire specifică mai mică. Canalul de legătură piesă-maselotă va fi cît mai scurt. Se va urmări în mod deosebit ca, în toate cazurile în care este posibil, dispoziția maselotelor față de piesă, ca și față de canalul principal de turnare, să fie simetrică, iar maselotele să fie de aceeași dimensiune, pentru ca umplerea formei să se facă în mod egal prin toate maselotele. Dacă aceasta nu este posibil și maselotele sînt asimetrice, se vor lua măsuri la dimensionarea canalelor de turnare astfel încît secțiunea acestora să fie proporțională cu mărimea maselotelor, acestea la rîndul lor fiind dimensionate în raport cu mărimea părții de piesă alimentată. În felul acesta se asigură un debit proporțional de metal prin toate punctele de alimentare și o creștere uniformă a nivelului de metal lichid în formă, condiție necesară pentru a evita producerea unor curenți necontrolați și neprevăzuți, care ar determina schimbarea distribuției temperaturilor din piesa lichidă față de cea intenționată. Totodată s-ar schimba și distribuția și mărimea zonelor de influență ale maselotelor.

Între punctul cel mai înalt al piesei și nivelul pîlniei de turnare trebuie să existe o denivelare de cel puțin 250—500 mm, sau și mai mult, necesară pentru a asigura existența presiunii metalostatice de care este absolută nevoie pentru a se garanta umplerea formei (în faza finală a umplerii) cu o viteză suficientă; altfel metalul formează cute și se solidifică înainte de umplerea completă a formei.

Comunicația liberă dintre maselotă și piesă se asigură prin satisfacerea integrală a principiului geometric de solidificare dirijată (regula cercului), deși nodul termic dinamic existent în această zonă ar permite asigurarea acestei legături și printr-o secțiune cu circa 25% mai mică. Dacă nodul termic geometric alimentat are diametrul a, maselota are diametrul egal cu 2,3—2,7 a.

În cazul unei alimentări simultane a mai multor noduri sau piese din aceeași maselotă, diametrul acesteia va fi mai mare (de 3—4 ori diametrul nodului termic a). Canalul de legătură piesă-maselotă are secțiunea $1{,}0\,a \times 1{,}5\,a$. Pentru economia de metal prin golirea maximă a maselotei se preferă ca, atunci cînd este posibil, latura mai lungă să fie orientată orizontal. Pragul pentru formarea bazinului de radiație are cel puțin 25—35 mm adîncime sau, alternativ, denivelarea dintre fundul bazinului și mijlocul canalului de legătură piesă-maselotă — măsurat pe vertical în secțiunea sa cea mai strangulată — se ia egală cu jumătate din diametrul d al maselotei. Înălțimea maselotei, inclusiv calotele sferice, se ia aproximativ între două și trei diametre d ale părții cilindrice a maselotei.

Dimensionarea exactă a înălțimii maselotei se face pe bază de greutate adoptîndu-se pentru maselotă o greutate care reprezintă 40—50—60% din greutatea piesei.

Se adoptă o valoare mică, medie sau mare a raportului maselotă-piesă, după cum piesa sau porțiunea de piesă alimentată aparține predominant de tipul de solidificare simultană, mixtă sau succesivă (dirijată). Determinarea tipului de solidificare se face printr-o apreciere asupra geometriei piesei [1]. Raportul maselotă-piesă este valabil atît pentru piesa în ansamblu și totalul maselotelor, cît și pentru partea de piesă și maselota care o alimentează. Greutatea globală a maselotelor, astfel determinată se repartizează la diferitele maselote proporțional cu mărimea (greutatea) părții de piesă alimentată.

Se menționează că aceste calcule se referă la maselota plină cu metal lichid (maselota lichidă) a cărei greutate va fi mai mare decît a maselotei solide (reci) și anume mai mare cu greutatea volumului de retasură, rece, socotit plin cu metal lichid.

Dimensiunile maselotelor rezultă transformînd greutatea lor (apreciată în procente din greutatea piesei brute) într-un volum echivalent de metal lichid. În practică se lucrează transformînd greutatea calculată într-un cilindru de metal solid avînd diametrul maselotei oarbe calculat după criteriul geometric, iar înălțimea, partea cilindrică la un loc cu părțile sferice. Acest procedeu s-a dovedit suficient de precis pentru nevoile practicii.

Miezul de ventilație avînd diametrul de 15—20 mm se execută din nisip de cuarț cu ulei și pătrunde în maselotă pînă în centrul de curbură al calotei sferice superioare. El trebuie să fie destul de subțire pentru a se evita în mod sigur formarea în jurul lui a unei cruste impermeabile de oțel solidificat, care ar face imposibilă transmiterea presiunii atmosferice prin miez în maselotă și ar împiedica astfel funcționarea normală a sistemului. În această privință, neintroducerea în formă a miezului de ventilație înseamnă rebut sigur.

Admițînd o solidificare simetrică a metalului în zona canalului de legătură, golirea metalului lichid în maselotele MOLPAD este posibilă teoretic pînă la nivelul care trece prin mijlocul înălțimii canalului de legătură, măsurată în locul cel mai îngust, lîngă piesă (canalul poate merge către maselotă lărgindu-se). Pentru realizarea unei economii maxime de oțel se va căuta ca o parte cît mai mare din volumul maselotei să fie amplasat în formă deasupra acestui nivel critic.

Pentru a se asigura alimentarea formei cu metal lichid în timpul solidificării piesei, chiar și în cazul cînd condițiile tehnologice de turnare (temperatură, compoziție, viteză) suferă modificări nefavorabile, inevitabile în exploatare, este bine din punct de vedere practic, ca golirea maselotei oarbe să nu fie niciodată completă, asigurîndu-se, pentru aceasta, prin dimensionarea maselotei o marjă de siguranță de cel puțin 10—15 mm, deasupra nivelului minim, ceea ce se poate constata la secționarea maselotei, sau mai puțin precis, prin sondarea golului de retasură cu o sîrmă introdusă prin golul miezului de ventilație.

În ce privește modul de amplasare în formă a maselotelor oarbe, ele se vor situa, pe cît posibil cît mai sus în raport cu piesa, astfel încît la umplerea piesei cu metal lichid din maselotă să contribuie în măsură maximă posibilă și gravitația, iar maselota însăși să se umple numai către sfîrşitul turnării, cu metalul cel mai cald.

Maselotele directe, aplicate pe părţile cele mai ridicate ale pieselor, trebuie să muleze conturul acestora; modelele necesare pentru tipărirea lor sînt scumpe şi nu pot fi folosite la alte piese. Detaşarea cu flacără a acestor maselote prin tăieturi multiple de-a lungul pieselor este foarte dificilă ca execuţie şi produce resturi mari şi neregulate pe suprafeţe întinse [3], care sînt greu de îndepărtat prin prelucrare. Volumul maselotei deschise poate fi influenţat de formar prin alegerea ramei de formare, mai joasă sau mai înaltă; gradul de umplere depinde de turnător şi poate fi frecvent mai mic sau mai mare decît cel optim, de unde rezultă un consum prea mic care antrenează riscul de rebut sau de remanieri costisitoare. Maselotele MOLPAD nu prezintă aceste dezavantaje.

Pentru a pune în evidenţă modul de distribuţie a temperaturilor în piesa lichidă, în funcţie de loc şi timp, s-a efectuat o determinare experimentală. S-a turnat o flanşă dublă pentru capul de erupţie de 350 at (presiunea de probă 700 at), folosindu-se tehnologia de turnare cu MOLPAD. Datele şi rezultatele sînt cuprinse în figura 2 şi în tabela 1. S-a folosit o baterie de şase pirometre introduse în formă în imediata vecinătate a golului piesei, fiecare pirometru fiind prevăzut cu un aparat indicator. S-a măsurat temperatura în diferite puncte caracteristice şi la diferite intervale de timp socotite din momentul terminării umplerii formei cu metal lichid.

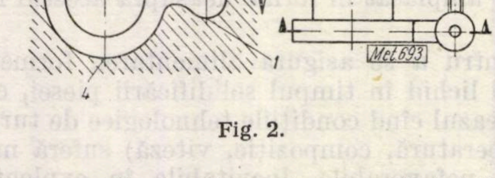


Fig. 2.

Pentru a ilustra importanţa stăpînirii modului de distribuţie a temperaturilor în piesa lichidă, şi în consecinţă şi a zonelor de alimentare a maselotelor, în funcţie de modul şi de viteza de umplere, se dă ca exemplu o sferă goală cu diametrul de 930 mm şi grosimea pereţilor de 40 mm, turnată din oţelul T32M13. Piesa are funcţia unui acumulator de presiune şi trebuie să reziste la o presiune de recepţie de 250 at. Corpul sferic este prevăzut cu două orificii, avînd diametrele de 300 mm şi 150 mm, întărite cu cîte un inel-flanşă, avînd grosimea de 90 mm. S-a adoptat şi s-a executat cu deplin succes turnarea cu două maselote oarbe laterale cu presiune atmosferică şi alimentare directă de la reţea (fig. 3). Maselotele au diametrul de 270 mm şi înălţimea de 550 mm, canalul de legătură — lăţimea de 270 mm şi grosimea 85 mm.

Tabela 1

Timp, min	Temperatura, °C, în punctul de control nr.						Observaţii
	1	2	3	4	5	6	
1	100	1 200	1 000	400	750	350	Amplasarea punctelor de măsurare se vede pe figura 2
3	100	1 320	1 220	520	880	340	
8	480	1 280	1 240	480	1 000	300	
18	680	1 250	1 270	740	1 030	340	
48	790	1 200	1 280	850	1 120	420	
108	850	1 070	1 170	880	1 000	440	

Notă: Pirometrele 1, 4, 6 au dat indicaţii relative prea mici, terminaţiile lor fiind prea depărtate de golul formei. Cu toate acestea, succesiunea valorilor absolute ale temperaturilor indicate demonstrează foarte bine dinamica variaţiei acestor temperaturi.

S-a adoptat această tehnologie cu scopul de a se determina răcirea dirijată a piesei, de la planul median vertical $V-V$, către cele două flanşe, respectiv maselote. Atît punctul cel mai de jos, cît şi punctul cel mai ridicat al piesei, creştetul, primesc cîte un vîrf rece. Jumătatea inferioară a piesei este alimentată prin gravitaţie şi presiunea atmosferică, iar jumătatea superioară numai prin presiunea atmosferică. Căderea de temperatură în piesa lichidă şi în formă are loc în mod raţional de la planul vertical $V-V$ către maselote, proces care are loc în spaţiu. Nodul termic dinamic se suprapune peste nodul geometric.

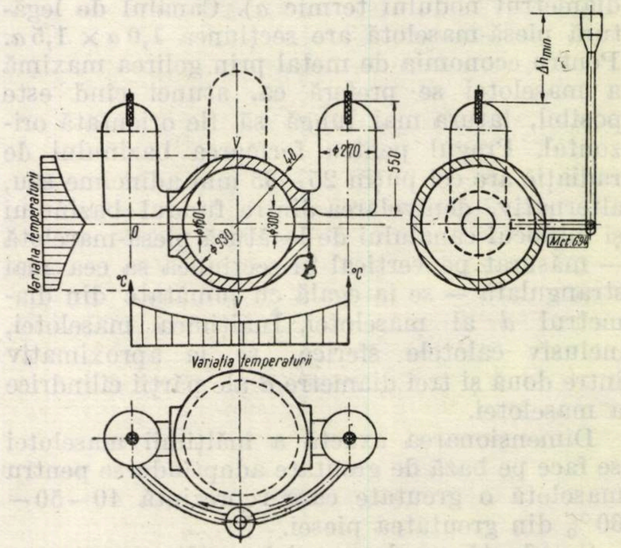


Fig. 3.

S-au adoptat două maselote de dimensiuni egale, pentru ca procesul de umplere a formei să fie în tot cursul desfăşurării lui perfect simetric. Diametrul maselotelor de 270 mm s-a adoptat în funcţie de inelul flanşă cel mai gros, cel de 90 mm, iar înălţimea lor s-a determinat astfel, încît suma greutăţii ambelor maselote lichide (pline) să reprezinte circa 50% din greutatea piesei brute, evaluată la 890 kg.

La estimarea procentuală a mărimii maselotelor în funcţie de greutatea brută a piesei s-a ţinut seamă de faptul că prin specificul ei, piesa în cauză aparţine tipului de solidificare mixt, mari porţiuni din piesă neputînd fi alimentate din maselote. Printr-un calcul elementar efectuat pe baza tabelelor sau al abacelor de greutate pe metrul liniar al barelor rotunde de oţel, masa de 450 kg (ceea ce reprezintă 50% din 890 kg) se transformă într-un cilindru de 1 100 mm lungime. Fiecărei maselote îi revine deci o lungime de 550 mm, care este în armonie şi cu înălţimea piesei şi cu nivelul de amplasare a maselotei în formă. Acest calcul este aproximativ, întrucît foloseşte greutatea specifică a oţelului solid în locul celei a oţelului lichid şi neglijează rotunjirea calotelor maselotelor. Rezultatele practice sînt însă mulţumitoare.

Pe desenul tehnologic, maselotele MOLPAD se caracterizează foarte simplu prin notaţia :

2 × MOLPAD Ø 270 × 550 = 450 kg

care se completează prin indicarea secţiunii minime a canalului de legătură piesă-maselotă : 85 × 270, cu dimensiunea mai mare dispusă orizontal, pentru ca înălţimea utilizabilă a maselotei — pînă la planul median orizontal al canalului de legătură — să fie maximă. Bazinul de radiaţie are adîncimea prevăzută de 35 mm. S-a acordat o deosebită atenţie realizării practice a pragului de reţinere a cărui existenţă este strict necesară în vederea formării şi funcţionării corecte a bazinului de radiaţie, care la rîndul său este indispensabil pentru formarea unui nod termic dinamic foarte puternic. Prin simpla revărsare în formă, fără prag, nu se formează un bazin de radiaţie normal şi eficient.

Pe creştetul piesei nu s-a prevăzut nici o maselotă de spălare care să colecteze impurităţile din vîrful rece care va umple extremitatea tehnologică a formei, pentru motivul că această maselotă ar fi trebuit să aibă dimensiuni foarte mari (ea conţinînd vîrful rece). Circulaţia intensă de metal lichid prin forma piesei către această maselotă ar fi determinat cu totul altă distribuţie a temperaturii în piesă şi formă faţă de cea dorită, dînd naştere unui nod termic dinamic în piesă, situat în jurul bazei maselotei de spălare. Acest nod termic dinamic creează necesităţi de alimentare sporite, ceea ce constituie al doilea motiv care ar impune dimensiunile mari ale acestei maselote.

Pentru a evita acumularea de impurităţi nemetalice în creştetul piesei, s-a preferat să se asigure acest lucru întîi prin executarea foarte curată, bine netezită şi consolidată cu cuie de turnătorie a suprafeţelor, şi apoi prin executarea de rotunjiri la toate muchiile şi colţurile, atît ale formei propriu-zise, cît şi ale reţelei de turnare şi ale miezului, astfel încît să nu fie posibilă erodarea metalohidraulică a amestecului de formare şi nici producerea de fărîmituri prin tocirea muchiilor şi colţurilor formei sau ale miezului la manipulare.

Pentru a evita neumplerea formei la creştet, s-a folosit un metal suficient de cald şi mai ales s-a asigurat o viteză de umplere suficient de ridicată în ultima fază a umplerii formei, cînd metalul pătrunde în creştetul piesei. Aceasta s-a obţinut prin adoptarea unei înălţimi suficiente a nivelului pîlniei de turnare deasupra nivelului creştetului piesei, care s-a realizat cu ajutorul unei rame suplimentare, şi prin menţinerea în permanenţă plină a reţelei de turnare în tot timpul cît durează umplerea formei.

În timpul răcirii, contracţiei şi solidificării, maselota funcţionează solidar cu piesa propriu-zisă. Prin mărimea, amplasarea şi modul cum se face umplerea ei, maselota influenţează într-un mod hotărîtor felul cum se desfăşoară solidificarea piesei, şi prin aceasta poate decide succesul sau insuccesul turnării. Modificările de tehnologie cum ar fi înlocuirea maselotelor oarbe prin maselote directe, schimbarea poziţiei punctului de alimentare, combinarea inconsecventă şi neraţională a maselotelor oarbe cu maselote deschise, aplicate pe aceeaşi piesă etc., pot determina schimbări în echilibrul termic al piesei turnate lichide, putînd avea tot felul de consecinţe neprevăzute. Piese bune şi ieftine se pot obţine prin stăpînirea modului de distribuţie a temperaturii şi căldurii în forma turnată.

Aplicarea în practică a turnării pieselor cu maselote MOLPAD are consecinţe dintre cele mai favorabile : tehnice, economice şi organizatorice care se reflectă în toate atelierele care contribuie la realizarea pieselor turnate (oţelărie, turnătorie, curăţătorie şi ateliere mecanice prelucrătoare), avînd ca efect ameliorarea calităţii, mărirea productivităţii şi scăderea preţului de cost.

Sub forma cea mai succintă, aceste avantaje sînt următoarele :

— Modelele maselotelor oarbe sînt foarte ieftine, fiind uşor şi rapid de confecţionat la strung. Robuste, ele n-au nevoie de reparaţii frecvente, putînd fi folosite şi la alte piese sau grupe de piese echivalente.

— Tipărirea maselotelor oarbe este mai comodă decît a celor deschise. Rama superioară putînd fi mai joasă, scade manopera de formare şi consumul de amestec, ceea ce compensează spaţiul ocupat de MOLPAD în plan orizontal.

— Ele fiind închise, impurificarea formei şi a piesei cu corpuri străine căzute în formă prin maselotă nu este posibilă.

— Volumul maselotelor MOLPAD este stabilit cu anticipaţie în mod riguros de către tehnolog şi se realizează conform prevederii, fără nici o posibilitate din partea executanţilor (formar sau turnător) de a interveni, nici prin înălţimea nepotrivită (prea mică sau prea mare) a ramei superioare a formei, nici prin umplerea incompletă a maselotei. Se evită consumurile excesive de metal, rebuturile şi remanierile, scade mult consumul specific de oţel lichid, scade încărcarea capacităţii de topire a oţelăriei.

— Principiul de funcţionare a maselotelor MOLPAD dă naştere unui nod termic extrem de puternic, prin suprapunerea nodului geometric peste cel dinamic, ceea ce determină o solidificare energic dirijată şi în consecinţă obţinerea de piese foarte compacte şi rezistente la presiuni interne mari. Acest efect este întărit de presiunea atmosferică, care injectează cu multă energie metalul lichid din maselotă în piesă.

— Maselotele MOLPAD permit alimentarea corectă a nodurilor geometrice inaccesibile pentru aplicarea maselotelor directe, soluţionîndu-se comod probleme grele ale tehnologiei de formare-turnare.

— Principiul de construcţie şi funcţionare, dirijarea supraenergică a solidificării şi pierderile mici de căldură, datorite formei cilindrosferice, caracterizată printr-o suprafaţă specifică de răcire dintre cele mai mici, permit utilizarea avansată a rezervei de metal lichid din maselotă şi astfel micşorarea sensibilă a volumului maselotelor MOLPAD faţă de cel al maselotelor directe corespunzătoare (deschise sau oarbe). Aceasta determină micşorarea consumului specific de oţel lichid pentru o tonă de piese bune livrate, descongestionează încărcarea oţelăriei, micşorează preţul de cost, măreşte productivitatea, toate acestea într-o măsură remarcabilă.

— Suprafaţa pieselor turnate cu MOLPAD este netedă şi uşor de curăţat, vîrful rece fiind plasat în piesă, nu în maselotă, ca la maselotele directe.

— Canalul de legătură piesă-maselotă are o secţiune relativ mică, fiind uşor de secţionat cu flacăra autogenă printr-o tăietură dreaptă. Se măreşte mult productivitatea muncii la curăţătorie, unde se micşorează şi consumul specific de materiale. Se uşurează mult prelucrarea prin aşchiere. Maselotele tăiate sînt uşor de manipulat şi de încărcat în cuptoarele de topire.

— Metoda MOLPAD poate fi aplicată, fără să fie nevoie de scule sau materiale speciale, în orice turnătorie în care se toarnă aliaje cu contracţie de turnare mare, ca: oţelul, fonta nodulară, aliajele neferoase etc., pretîndu-se la fel de bine pentru fabricaţia singulară ca şi pentru cea de serie sau de masă.

Faţă de avantajele oferite, dezavantajele metodei sînt puţine şi destul de uşor de stăpînit precum urmează:

— canalele de alimentare mai lungi (ocolite) consumă un mic plus de metal lichid inevitabil;

— umplerea necompletă a piesei în regiunea ei de creştet, din cauza vitezei de umplere mai mici. Se remediază prin înălţarea pîlniei de turnare [2]. Turnarea se va face energic şi fără nici o întrerupere, pîlnia menţinîndu-se tot timpul plină, chiar şi atunci cînd se toarnă oţel;

— antrenarea resturilor de material de formare din sistemul de turnare în interiorul golului formei, unde poate da naştere la incluziuni. Aceasta se combate prin executarea îngrijită a canalelor de turnare, îndesare, consolidare cu cuie, netezire şi rotunjirea perfectă a muchiilor şi colţurilor. Această regulă generală este utilă de altfel şi la turnările fără MOLPAD;

— umplerea formei este greu de urmărit din cauza lipsei unei răsuflători. Se rezolvă prin completarea pîlniei cu o parte cilindrică, care serveşte drept bazin de control [2].

Prin măsurile indicate, în practică toate dificultăţile au putut fi stăpînite, lucrîndu-se la scară industrială largă şi executîndu-se un program de producţie singulară şi de serie mică, foarte variat şi pretenţios, timp de ani de zile, cu rezultate excelente din toate punctele de vedere.

Prin folosirea unor miezuri de ventilaţie din amestecuri exoterme, eventual în formă de măciucă, a căror mărime în porţiunea expusă contactului cu metalul lichid, trebuie să fie adaptată mărimii maselotei, sau prin aplicarea în jurul maselotei a unui strat dintr-un astfel de amestec sau a unui simplu strat izolator calorifug — randamentul economic al maselotelor MOLPAD poate fi încă mărit. Mai mult decît atît folosirea corectă a amestecurilor exoterme sau izolatoare se face tocmai în cazul MOLPAD şi nicidecum în cazul maselotelor directe, deoarece în primul caz nodul termic chimic (creat de amestecul exoterm) se suprapune raţional peste nodurile termice geometric şi dinamic, fluxul termic fiind concordant, deci însoţit de întărirea efectelor, în timp ce în cel de-al doilea caz se produce discordanţă de flux, cu slăbire reciprocă, nodul termic chimic servind la încălzirea vîrfului rece al metalului lichid.

---

[1] *Wanyorek, C.* Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 6, 1962, p. 494—509. [2] *Wanyorek, C.* Metalurgia şi Construcţia de Maşini nr. 12, 1962. [3] *Wanyorek, C.* Standardizarea, nr. 5, 1958, p. 366—369.

CZ 621.771.4 : 669.15'26'71−194

Influența extruziunii asupra plasticității oțelului Fe-Cr-Al

Ing. V. I. POPESCU
Institutul politehnic – București

În ultima vreme, diversitatea oțelurilor și a aliajelor și în general a materialelor folosite în industria constructoare de mașini s-a mărit considerabil.

În majoritatea lor însă oțelurile cu proprietăți fizico-mecanice ridicate, adică oțelurile bogat aliate, posedă o plasticitate foarte scăzută. Plasticitatea este scăzută îndeosebi atunci cînd aceste oțeluri se găsesc în stare turnată.

Datorită plasticității reduse a oțelurilor bogat aliate în stare turnată, prelucrarea plastică a acestora prin metodele obișnuite (laminare și forjare) se face greu și cu un procent ridicat de rebut. Avînd în vedere că plasticitatea metalelor și a aliajelor se poate schimba în limite foarte largi, în funcție de condițiile de deformare, și că prin extruziune (pentru materiale cu plasticitate redusă) se pot asigura condiții mult mai favorabile deformării plastice, în comparație cu laminarea sau forjarea, în lucrarea de față s-au făcut încercări de determinare a creșterii indicilor de plasticitate a oțelului Fe-Cr-Al în funcție de gradul de deformare (coroiajul) obținut prin extruziune. În acest scop au fost extrudate eșantioane cu diametrul $D_0 = 50$ mm și înălțimea $H_0 = 80$ mm executate din lingouri turnate din oțel cu compoziția chimică înscrisă în limitele : $C \leqslant 0{,}05\%$; $Mn \leqslant 0{,}30\%$; $Si \leqslant 0{,}60\%$; $Cr = 26 - 28\%$; $Al = 5{,}0 - 5{,}8\%$; $S \leqslant 0{,}025\%$; și $P \leqslant 0{,}035\%$.

Pentru a nu se înlătura prea mult material din lingoul inițial (la prelucrarea prin așchiere a eșantioanelor), lingourile au fost turnate în lingotiere rotunde cu diametrul de jos (la picior) de 55 mm și sus (la maselotă) de 60 mm.

În lucrarea [1] s-a arătat că acest oțel se utilizează pentru execuția elementelor de rezistență la cuptoarele și instalațiile de încălzire unde în comparație cu nicromul (aliajul cu 80% Ni și 20% Cr), pe lîngă faptul că este mult mai ieftin, are și indici de refractaritate și rezistență electrică specifică mult mai ridicați. De asemenea, în această lucrare s-a stabilit că intervalul optim al temperaturii de deformare plastică, pentru oțelul cu compoziția chimică indicată mai sus, se găsește în limitele 1 280–1 000°C, iar ca material de ungere în timpul extruziunii se recomandă amestecul grafit-leșie sulfitică.

Încercările de extruziune s-au făcut la o presă hidraulică verticală de 200 t la care s-a montat o instalație executată special în acest scop și care a permis ca, pe lîngă schimbarea matrițelor, respectiv varierea gradului de deformare (coroiajului), să se măsoare și forțele de extruziune, adică forța totală și forța preluată numai de matriță. Cu ajutorul acestei instalații, care a permis, de asemenea, și încălzirea conteinerului și a matrițelor pînă la temperatura de 250–300°C, eșantioanele au fost extrudate de la diametrul inițial de 50 mm la diametrele : 40, 35, 30, 25 și 20 mm, obținîndu-se astfel coroiajul : 1,5 ; 2,0 ; 2,75 ; 4,0 și 6,25. Menționăm că gradul de deformare sau coroiajul C a fost calculat cu formula :

$$C = \frac{F_0}{F_1} = \frac{D_0^2}{D_1^2}$$

unde :

F_0 și D_0 reprezintă suprafața transversală și, respectiv diametrul eșantionului înainte de extrudare, iar

F_1 și D_1 — suprafața transversală, respectiv diametrul bazei extrudate.

Pentru determinarea plasticității oțelului turnat și a barelor extrudate au fost folosite metoda refulării și metoda întinderii prin forjare. În acest fel criteriul de apreciere a plasticității a fost gradul admisibil de deformare la o singură lovitură de ciocan sau la o cursă a presei pînă la apariția primei fisuri.

Întrucît diametrul barelor obținute prin extruziune a variat între 20 și 40 mm, în scopul păstrării secțiunii transversale a acestora și deci a influenței neuniformității deformației la extruziune, eșantioanele pentru determinarea plasticității au fost și ele executate cu diametre diferite și apropiate de ale barelor din care au provenit. Astfel, eșantioanele pentru refulare au fost executate cu diametrul $D_0 = (18 \div 35)$ mm și înălțimea $H_0 = (1{,}5 \div 2{,}0)\,D_0$; eșantioanele pentru întindere prin forjare au avut același diametru, lungimea L_0 variind în limitele $(2{,}5 \div 4{,}0)\,D_0$. Eșantioanele din oțel turnat avînd diametrul $D_0 = 25$ mm și înălțimea $H_0 = 40$ mm pentru refulare sau lungimea $L_0 = 75$ mm pentru întindere prin forjare, au fost executate din lingouri care, după turnare au avut diametrul de 28 mm și înălțimea de 200 mm.

Determinarea plasticității oțelului prin metoda refulării, metodă cunoscută în literatură, s-a făcut la o sonetă avînd greutatea părții căzătoare (a berbecului) de 100 kg și înălțimea de cădere variabilă.

Pentru obținerea gradului de deformare dorit, în afară de reglarea înălțimii de cădere a berbecului sonetei, au fost folosite şi inele metalice (opritoare) cu înălţimi variabile crescînd din 0,2 în 0,2 mm. Astfel, prin varierea înălţimii inelelor metalice s-a reuşit ca gradul de deformare prin refulare să se obţină în limite foarte restrînse ($\pm$ 0,1 mm) şi la valorile dorite.

Ca indice al plasticităţii la temperatura dată a fost adoptat gradul admisibil de deformare ε pînă la apariţia primei fisuri pe suprafaţa laterală a eşantionului. În acest scop, pentru fiecare temperatură de încercare au fost refulate în medie 5—6 eşantioane. Gradul admisibil de deformare ε a fost calculat cu relaţia :

$$\varepsilon = \frac{H_0 - H_1}{H_0} 100, \%,$$

unde

H_0 este înălţimea iniţială a eşantionului şi
H_1 — înălţimea finală (după refulare).

În figura 1, curba 1 arată variaţia indicelui de plasticitate în funcţie de temperatura de încercare, obţinut prin metoda refulării pentru oţelul Fe-Cr-Al în stare turnată şi cu compoziţia chimică în limitele indicate.

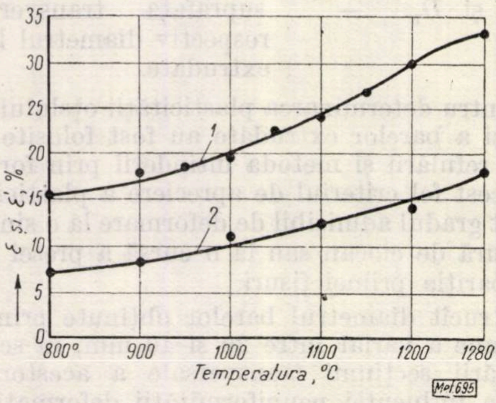


Fig. 1

Pentru a vedea în ce măsură indicele de plasticitate obţinut prin metoda refulării poate fi folosit la forjarea liberă, plasticitatea a fost determinată şi prin metoda întinderii prin forjare*. Avantajul acestei metode constă în faptul că nu necesită utilaje sau aparatură specială şi în acelaşi timp permite stabilirea gradului admisibil de deformare în condiţii mult mai apropiate de condiţiile reale de forjare, deci cu erori mai mici.

Determinarea plasticităţii prin metoda întinderii prin forjare se face, ca şi în cazul precedent, pe baza valorii gradului admisibil de deformare pînă la apariţia primei fisuri. Deosebirea constă numai în condiţiile în care are loc deformarea plastică, adică trecerea de la refulare la întinderea prin forjare. Gradul admisibil de deformare în acest caz s-a calculat cu formula :

$$\varepsilon' = \frac{H_0 - H_1}{H_0} 100, \%.$$

unde H_0 şi H_1 în mm reprezintă valorile indicate în figura 2 *a* şi *b*, adică pînă şi după deformare.

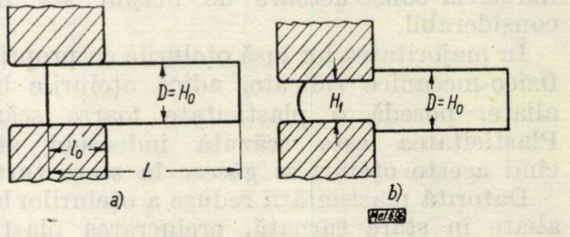


Fig. 2 *a* şi *b*

Pentru a se elimina influenţa lungimii de prindere l_0 aceasta din urmă a fost luată tot timpul aceeaşi pentru fiecare categorie de eşantioane, respectîndu-se condiţia $l_0 = D = H_0$.

În ceea ce priveşte influenţa formei eşantioanelor supuse întinderii prin forjare, experimental s-a constatat că, pentru oţelul de mai sus, diferenţa dintre rezultatele obţinute la întinderea eşantioanelor prismatice (pătratice) şi a celor cilindrice este foarte mică şi, practic, neglijabilă. Din această cauză în lucrarea de faţă au fost luate în considerare numai rezultatele obţinute la întinderea prin forjare a eşantioanelor cilindrice.

Determinarea gradului admisibil de deformare la întindere prin forjare s-a executat la o presă cu fricţiune de 100 t la care, pentru limitarea deformării la valorile dorite, au fost folosite opritori metalice cu înălţimi variabile (crescînd din 0,1 în 0,1 mm).

Rezultatele obţinute pentru oţelul în stare turnată sînt reprezentate în figura 1, curba 2. După cum se vede din figura 1, oţelul Fe-Cr-Al cu compoziţia chimică indicată se încadrează în categoria oţelurilor cu plasticitate redusă.

De asemenea, tot din figura 1 rezultă că indicele de plasticitate, respectiv gradul admisibil de deformare la o singură cursă a presei sau la o lovitură de ciocan, determinat prin metoda refulării, este de aproximativ două ori mai mare decît cel determinat prin metoda întinderii. Aceasta se datoreşte, desigur, condiţiilor diferite în care decurge deformarea plastică în cazul întinderii, în comparaţie cu refularea.

Ţinînd seamă de faptul că deformarea plastică a metalelor prin întindere decurge în condiţii aproximativ identice cu cele din cazul forjării, rezultă că pentru oţelurile cu plasticitate redusă, gradul admisibil de deformare (indicele de plasticitate) determinat prin metoda întinderii prin forjare este mai apropiat de cel real, iar cel determinat prin metoda refulării este aproximativ de două ori mai mare decît acesta din urmă.

---

* Metoda a fost propusă de prof. V. I. Zalesski de la Institutul oţelului şi aliajelor din Moscova.

Creșterea plasticității oțelului după deformarea prin extruziune a fost determinată prin aceleași metode, adică refulare și întindere prin forjare pînă la apariția primei fisuri.

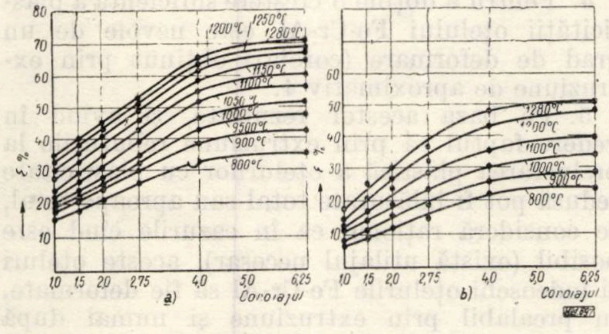


Fig. 3 *a* și *b*

În figura 3 *a* și *b* este reprezentată creșterea plasticității oțelului Fe-Cr-Al cu compoziția chimică arătată în funcție de gradul de deformare prin extruziune. Deosebirea dintre cele două figuri constă în faptul că în prima (figura 3*a*), indicele de plasticitate (gradul admisibil de deformare pînă la apariția primei fisuri) este determinat prin metoda refulării, iar în a doua (figura 3*b*), prin metoda propusă de prof. V. I. Zalesski, adică întindere prin forjare.

Din figura 3 *a* și *b* se vede că plasticitatea oțelului Fe-Cr-Al crește continuu pe măsura creșterii gradului de deformare (coroiajului) obținut prin extruziune. De asemenea, plasticitatea este cu atît mai mare cu cît temperatura de încercare este mai ridicată.

Pentru a se putea urmări mai bine creșterea plasticității în funcție de gradul de deformare prin extruziune și de temperatura de încercare, în figura 4 *a* și *b* sînt reprezentate diagramele ternare construite pe baza rezultatelor obținute la refulare (figura 4 *a*) și la întindere prin forjare (fig. 4 *b*).

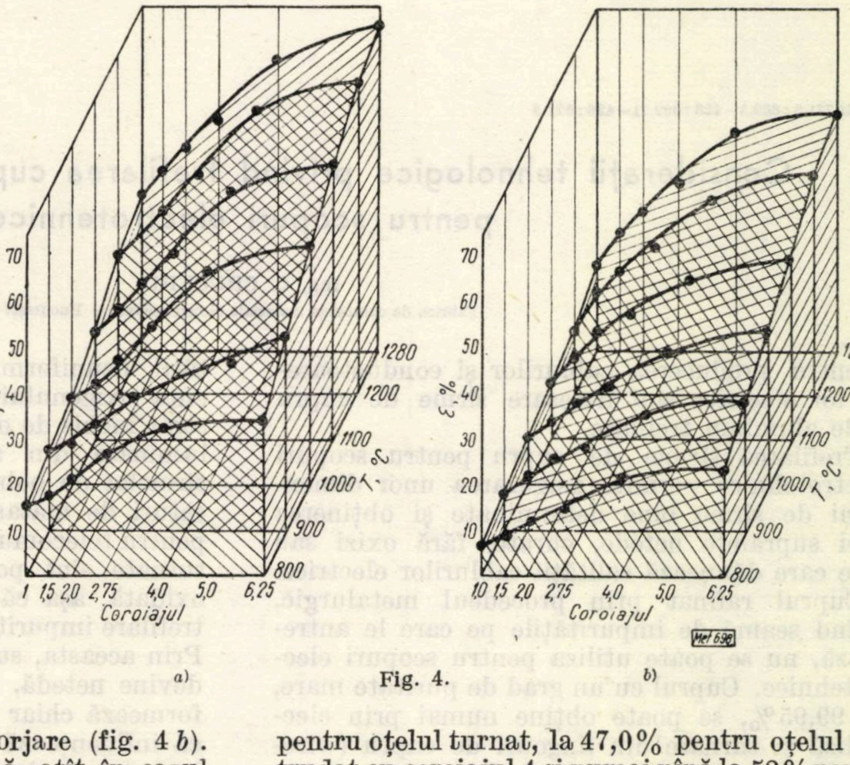


Fig. 4.

Din figurile 3 și 4 se vede că, atît în cazul refulării cît și în cazul întinderii prin forjare, alura curbelor de variație a indicilor de plasticitate în funcție de temperatură și de coroiajul obținut prin extruziune este aceeași. Diferența constă în aceea că, în cazul refulării barelor extrudate, gradul admisibil de deformare la o singură cursă este de aproximativ 1,5 ori mai mare decît în cazul întinderii prin forjare. Așa de exemplu, în timp ce prin refulare la temperatura de 1 280°C pentru eșantioanele executate din barele extrudate cu coroiajul de 6,25, gradul admisibil de deformare este de 70,8%, la întindere prin forjare la aceeași temperatură și pentru aceleași eșantioane, aceasta a atins doar valoarea de 50,5% (fig. 3 și 4).

În ceea ce privește oțelul turnat, această diferență se menține aproape pentru toate temperaturile în raportul de 1/2 (fig. 1, 3 și 4). De aici rezultă că, cu cît plasticitatea oțelului este mai scăzută, cu atît diferența dintre gradul admisibil de deformare real și cel obținut prin metoda refulării va fi mai mare.

Analizînd influența gradului de deformare (coroiajului) obținut prin extruziune asupra creșterii plasticității, din figurile 3 și 4 se vede că, pe măsura creșterii coroiajului, crește și plasticitatea oțelului. Această creștere are loc mai intens în limita coroiajului cuprins între 1 și 4 și își micșorează foarte mult intensitatea de creștere la coroiaje avînd valorile cuprinse între 4 și 6,25. Așa de exemplu, la temperatura de 1 000°C gradul admisibil de deformare la o singură cursă, la refulare crește de la 19,6% pentru oțelul turnat, la 47,0% pentru oțelul extrudat cu coroiajul 4 și numai pînă la 52% pentru oțelul extrudat cu coroiajul 6,25. La aceeași temperatură prin încercarea la întindere prin forjare, gradul admisibil de deformare la o singură cursă creşte de la 11,0% pentru oţelul turnat, la 30% pentru cel extrudat cu coroiajul 4 şi la 34% pentru cel extrudat cu coroiajul 6,25. La temperaturi mai ridicate, în intervalul 1 000—1 280°C raportul creşterii plasticităţii în funcţie de coroiajul obţinut prin extruziune se menţine în aceleaşi limite. Din această cauză se poate spune că pentru obţinerea unei creşteri suficiente a plasticităţii oţelului turnat este necesar ca acesta din urmă să fie extrudat la un coroiaj de minimum 4.

Extrudarea la un coroiaj cu valori mult mai mari decît 4, deşi duce la o ridicare în continuare a plasticităţii, nu este raţională întrucît această creştere a plasticităţii este, practic, neînsemnată.

Pe baza rezultatelor obţinute concretizate în diagramele din figurile 1, 3 şi 4 se pot trage următoarele concluzii :

1. Pentru oţelurile cu plasticitate redusă, indicele de plasticitate exprimat prin gradul admisibil de deformare şi determinat prin metoda refulării este de 1,5—2,0 ori mai mare decît cel real, care este aproximativ acelaşi cu cel determinat prin metoda propusă în lucrarea de faţă (metoda întinderii prin forjare).

2. Deformarea prin extruziune a lingourilor din oţeluri cu plasticitate redusă măreşte în mod substanţial (de 2—3 ori) plasticitatea acestora, fapt care uşurează în foarte mare măsură prelucrarea plastică în continuare prin forjare sau laminare.

3. Pentru oţelurile Fe-Cr-Al, plasticitatea se măreşte de aproximativ trei ori în cazul extruziunii cu valori ale coroiajului de peste 4.

4. Pentru a obţine o creştere suficientă a plasticităţii oţelului Fe-Cr-Al este nevoie de un grad de deformare (coroiaj) obţinut prin extruziune de aproximativ 4.

5. Pe baza acestor rezultate, şi avînd în vedere faptul că prin extruziune rebuturile la prelucrarea plastică a oţelurilor cu plasticitate redusă pot fi înlăturate total sau aproape total, se consideră raţional ca în cazurile cînd este posibil (există utilajul necesar), aceste oţeluri şi îndeosebi oţelurile Fe-Cr-Al să fie deformate, în prealabil prin extruziune şi numai după aceea deformarea să fie continuată prin forjare sau laminare.

---

[1] *Popescu, V. I.* Cu privire la extruziunea oţelurilor Fe-Cr-Al cu plasticitate redusă. În : Metalurgia **15**, nr. 7, 1963.

REALIZĂRI TEHNICE

CZ 621.771.3 : 669.3—426 : 669.71—426 : 621.3

Consideraţii tehnologice privind trefilarea cuprului şi aluminiului pentru scopuri electrotehnice

Ing. C. CRUCERU
Fabrica de cabluri şi materiale electroizolante — Bucureşti

Pentru producerea cablurilor şi conductoarelor electrice sînt necesare sîrme de cupru şi de aluminiu trefilate.

Trefilarea sîrmei de cupru pentru scopuri electrotehnice permite asigurarea unor dimensiuni de sîrme bine determinate şi obţinerea unei suprafeţe netede, curate, fără oxizi sau pete care dăunează calităţii cablurilor electrice.

Cuprul rafinat prin procedeul metalurgic, ţinînd seamă de impurităţile pe care le antrenează, nu se poate utiliza pentru scopuri electrotehnice. Cuprul cu un grad de puritate mare, de 99,95%, se poate obţine numai prin electroliză şi turnare din lingouri de cupru (wirebare) cu o greutate de 85—125 kg, care se prelucrează în continuare pe laminoare.

La răcirea cuprului, suprafaţa barelor în cochiliile de turnare devine, în urma contractării, neuniformă, aspră şi poroasă. Sub influenţa oxigenului din aer, ea se acoperă cu un strat închis de oxid de cupru. Folosirea sîrmelor laminate din aceste bare pentru fabricaţia sîrmelor de bobinaj emailate sau izolate în ţesături de mătase, bumbac etc. şi a cablurilor pentru telecomunicaţii nu se recomandă. Barele turnate sînt poroase şi impure pe suprafaţa oxidată, aşa că în procesul de laminare şi de trefilare impurităţile intră în interiorul sîrmelor. Prin aceasta, suprafaţa sîrmei gata trefilată nu devine netedă, ci aspră, iar în unele cazuri se formează chiar solzi. Aceste condiţii nu numai că influenţează conductibilitatea electrică, dar la îndoirea sîrmei solzii cu muchii ascuţite pot găuri izolaţia conductorului şi pot provoca astfel străpungerea electrică. Pentru fabricaţia produselor sus-amintite se folosesc numai lingouri a căror suprafață înainte de prelucrare se frezează.

Lingourile de cupru (wirebarele) se încălzesc și se laminează în sîrme de 6 pînă la 8 mm diametru.

Cilindrii de laminare sînt executați din oțel turnat, dur și sînt prevăzuți cu calibre în sistemul oval-pătrat pînă la trecerea finală. Barele cu secțiune ovală la penultima trecere devin rotunde la ultima trecere.

Sîrma laminată are o suprafață oxidată de culoare închisă. În această stare, ea nu poate fi prelucrată pe mașinile de trefilare și, de aceea, înainte de prelucrarea în continuare, ea se decapează. Prin decapare, suprafața primește culoarea roșcată tipică cuprului. Oxizii care se află pe suprafața sîrmelor influențează conductibilitatea cuprului și provoacă o uzură mare a filierelor.

Sîrma laminată se trage mai departe în atelierele de trefilare pe mașini de trefilare la diametrul necesar pentru prelucrarea ei în continuare.

Instalațiile de trefilare moderne, care au fost puse recent în funcțiune la Fabrica de cabluri și materiale electroizolante, permit tragerea cuprului sau aluminiului cu viteze liniare diferite în funcție de calitatea sîrmelor, în cadrul variantelor din figura 1. Fiecărei viteze îi corespunde un număr determinat de filiere: 7, 8, 9, 10, 11 filiere sau căi. Acest lucru depinde de diametrul inițial al sîrmei.

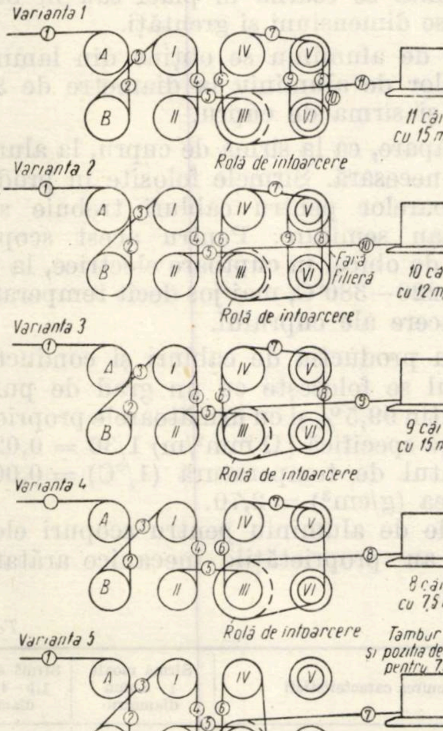


Fig. 1.

Prin procesul de tragere se modifică structura cristalină a cuprului și, cu aceasta, și proprietățile fizice. Sîrma se ecruisează, iar alungirea inițială la rupere scade de la aproximativ 30% la 2%, rezistența la tracțiune se mărește cu 50% și conductibilitatea electrică scade. Pentru a restabili proprietățile inițiale, sîrma se recoace la o temperatură de aproximativ 400°C, operație prin care cuprul se recristalizează.

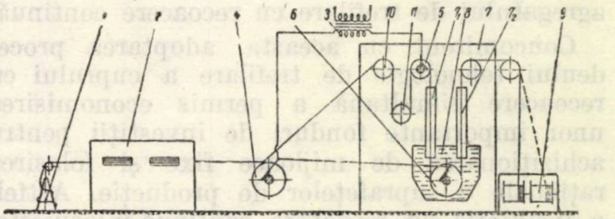


Fig. 2.

Deoarece cuprul se oxidează la suprafață la o temperatură de 60°C, procesul de recoacere trebuie efectuat într-o atmosferă neutră, fără oxigen.

În acest scop au fost puse în funcțiune noi instalații de trefilare cu recoacere continuă care asigură o calitate corespunzătoare a suprafeței și o înmuiere optimă a sîrmei (fig. 2).

Instalațiile de trefilare cu recoacere continuă, a căror schemă cinematică este dată în figura 2, se compun din trefilorul propriu-zis care modifică dimensiunea conductorului de cupru de la diametrul de 8–10 mm la 1 mm. Sîrma trefilată este trecută peste rolele 4, 5, 6 prin intermediul rolelor de întoarcere 10 și 11. Rolele 4, 5, 6 sînt puse sub tensiune și alimentate cu curent alternativ de la transformatorul 3. Astfel, sîrma trefilată este parcursă de un curent electric care permite înmuierea (recoacerea) sîrmei.

După recoacere, sîrma se bobinează pe tamburii de înrolare 9.

Noile instalații de trefilare a sîrmei cu recoacere continuă permit lărgirea gamei de dimensiuni a trefilatelor și îmbunătățirea indicilor tehnico-economici ai atelierului de trefilare.

Consumul de muncă exprimat în h/t de sîrme trefilate la diametrul mediu de 1,6 mm scade de la 5,592 h/t la trefilarea normală cu recoacerea în cuptoare electrice individuale la 1,850 h/t în cazul trefilării cu recoacere continuă (concomitentă), deci o economie de 3,742 h/t.

Producția orară crește de la 0,178 t/h la 0,540 t/h, deci aproape de trei ori în cazul aplicării noului procedeu tehnologic de recoacere continuă.

Dacă sporul de producție orară, în comparație cu procesul tehnologic clasic, luînd trefilarea și recoacerea ca operații efectuate pe mașini distincte, este de 0,540 – 0,178 = 0,362 t/h, atunci sporul anual de producție este: $\Delta P = (0{,}540-0{,}178)\ 7\,200$ h/an = 2 600 t, unde 7 200 h/an este fondul de timp anual al agregatului de trefilare cu recoacere continuă.

Concomitent cu aceasta, adoptarea procedeului tehnologic de trefilare a cuprului cu recoacere simultană a permis economisirea unor importante fonduri de investiții pentru achiziționarea de mijloace fixe și folosirea rațională a suprafețelor de producție. Astfel, o instalație cu recoacere continuă înlocuiește, la o producție egală, trei mașini de trefilat normale. Producția unei instalații de trefilare cu recoacere continuă este: $P_{tr.\ cont.} = 0{,}540$ t/h × 7 200 h/an = 3 900 t/an, iar producția unei instalații normale, fără recoacere continuă este: $P_{tr.\ norm.} = 0{,}178$ t/h × 7200 h/an = = 1 280 t/an, înlocuindu-se deci trei mașini normale deoarece: $\frac{P_{tr.\ cont.}}{P_{tr.\ norm.}} = \frac{3\,900}{1\,280} \cong 3$ mașini.

O dată cu aceasta scade și consumul de energie de la 1 043 000 kWh/an la 580 330 kWh/an, iar pe tona de sîrmă trefilată scade de la 450 kWh/t la 280 kWh/t, economisindu-se anual peste 510 000 lei.

Introducerea procedeului de recoacere continuă a sîrmelor de cupru a permis reducerea rebuturilor în medie cu 15 – 20% și diminuarea costului cuprului recopt cu cel puțin 4 lei/kg. Economia anuală obținută prin introducerea procedeului de recoacere continuă a sîrmelor de cupru este de peste 1 400 000 lei. Cuprul recopt are la 20°C următoarele proprietăți: rezistența specifică (Ω mm^2/m) 1/58 = 0,01724; coeficientul de temperatură (1/°C) = 0,00428; densitatea (g/cm^3) = 8,89.

În funcție de gradul de tărie (moale, semitare), cuprul electrotehnic are caracteristicile din tabela 1.

Tabela 1

Denumirea caracteristicilor	Sîrma moale	Sîrma semitare	Calitatea specială
Rezistența minimă la tracțiune, kgf/mm^2	19 – 24	30	30
Alungirea minimă la rupere, %	10 – 35	3	20
Numărul îndoirilor	5 – 15	6 – 4	5 – 4
Rezistența specifică maximă, Ω mm^2/m	1/56 = 0,01786	1/56 = 0,01786	1/58 = 0,01724

Sîrmele de cupru necesare la fabricația conductoarelor de cupru trebuie protejate împotriva sulfului conținut în plasticul de cauciuc. În acest sens se aplică în prezent procedeul tehnologic al cositoririi cuprului.

Creșterea diametrului prin aplicarea stratului de cositor pe sîrmă este de aproximativ 0,0025 pînă la 0,01 mm. Rezistența specifică a sîrmelor recoapte cositorite, la 20°C, nu trebuie să depășească următoarele valori: 1/55 = 0,01818 — Ωmm^2/m la sîrme cu diametrul sub 0,3 mm; 1/56 = 0,01786 — Ω mm^2/m la sîrme cu diametrul de la 0,3 pînă 0,9 mm; 1/57 = 0,01754 — Ω mm^2/m la sîrme cu diametrul de peste 0,9 mm.

Lipsa de cupru a determinat în prezent utilizarea aluminiului care are conductibilitatea electrică cea mai apropiată de cupru.

Aluminiul metalic se obține din oxizi de aluminiu topiți în cuptoare electrice prin electroliză. Trebuie relevat faptul că pentru producerea unei tone de oxid de aluminiu este nevoie în medie de două tone de bauxită și pentru o tonă de aluminiu sînt necesare aproximativ 25 000 kWh.

Aluminiul produs pe cale electrolitică are un grad de puritate de 99,5%. Prin folosirea de materii prime în mod special alese se obține un grad de puritate de 99,7% pînă la 99,9%. Aluminiul se toarnă în plăci sau în blocuri de diverse dimensiuni și greutăți.

Sîrma de aluminiu se obține din laminarea wirebarelor de aluminiu la diametre de 8 – 10 mm, ca și sîrma de cupru.

O decapare, ca la sîrma de cupru, la aluminiu nu este necesară. Sîrmele folosite în producția conductoarelor pentru cabluri trebuie să fie moale sau semitare. Pentru acest scop, ele se recoc de obicei în cuptoare electrice, la aproximativ 220 – 380°C, mai jos decît temperaturile de recoacere ale cuprului.

Pentru producția de cabluri și conductoare, aluminiul se folosește cu un grad de puritate de cel puțin 99,5% și cu următoarele proprietăți: rezistența specifică (Ω mm^2/m) 1/36 = 0,02778; coeficientul de temperatură (1/°C) = 0,00396; densitatea (g/cm^3) = 2,70.

Sîrmele de aluminiu pentru scopuri electrotehnice au proprietățile mecanice arătate în tabela 2.

Tabela 2

Denumirea caracteristicii	Sîrmă moale 1 – 8 mm diametru	Sîrmă semitare 1,5 – 4,5 mm diametru
Rezistența minimă la tracțiune, kgf/mm^2	7	9
Alungirea minimă la rupere, %	20	5
Numărul îndoirilor	30 – 12	10 – 12

Rezistența electrică a aluminiului este cu 69% mai mare decît cea a cuprului. Din acest motiv, pentru a obține aceeași rezistență, diametrul sîrmelor de aluminiu trebuie ales cu 30% ma mare decît la sîrma de cupru. Deoarece aluminiul are o densitate de 3,5 ori mai mică decît cuprul, conductorul de aluminiu, presupunînd o rezistență egală, are aproximativ jumătate din greutatea conductorului de cupru. La o rezistență electrică egală, sîrmele de aluminiu au un diametru, deci o secțiune, mai mare decît sîrmele de cupru și de aceea pot fi mai mult încărcate. Pentru o încălzire egală se ia un raport al secțiunii de cupru față de secțiunea de aluminiu de 1 : 1,39.

Suprafața aluminiului se acoperă cu un strat foarte subțire de oxid de aluminiu, care protejează metalul contra coroziunii. Stratul de oxid este neconductibil. Lipirea și sudarea sîrmei de aluminiu nu sînt atît de simplu de efectuat ca la cupru. În locul de atingere între aluminiu și cupru se formează un element galvanic, al cărui curent provoacă fenomene intensive de coroziune pe aluminiu (elemente locale).

Pentru a obține o sudură cap la cap a sîrmelor de aluminiu de bună calitate se aplică procedeul de sudură prin contact electric al sîrmei de aluminiu folosind un decapant corespunzător. Acest procedeu tehnologic se realizează cu ajutorul unor aparate electrice dotate cu un transformator electric, care permite sudarea cap la cap a sîrmelor de aluminiu. Eficacitatea procedeului este destul de mare și permite obținerea unei economii de circa 250 000 lei anual.

În procesul de trefilare este necesar ca suprafața sîrmei să fie unsă cu un lubrifiant adecvat pentru ca fricțiunea dintre suprafața cuprului sau aluminiului și orificiul filierei să fie minimă. Dacă nu s-ar utiliza lubrifianți, suprafața sîrmei ar prezenta rizuri, neuniformități și solzi, care fie că ar produce ruperea sîrmei, fie că ar provoca străpungerea izolației la tensiunea de serviciu, cunoscînd tendința curentului electric de a se scurge prin vîrfuri în urma efectului pelicular.

Din experiențele efectuate în fabricație s-a ajuns la concluzia că, în cazul sîrmelor groase care se trefilează pe mașini grele, este suficient să se utilizeze ca lubrifiant vaselina de petrol, iar pentru sîrmele subțiri, emulsii compuse din ulei de rapiță, hidroxid de sodiu și apă în anumite proporții, și anume : 100 kg ulei de rapiță, 4 kg NaOH amestecate în 12 l de apă. Prin întrebuințarea acestor lubrifianți, calitatea suprafeței sîrmei se îmbunătățește în mod simțitor. În prezent a fost pusă în funcțiune o instalație de emulsie centralizată care alimentează fiecare trefilor.

Prin trefilare, structura metalului este deformată, grăunții fiind alungiți în direcția tragerii. Deformarea este cu atît mai mare, cu cît ecruisarea este mai mare, astfel că, la reduceri mari de secțiune, structura prezintă fibre longitudinale paralele cu direcția de tragere.

Un aspect important care trebuie subliniat este faptul că prin ecruisarea sîrmei de cupru sau aluminiu pentru scopuri electrotehnice calitatea sudurii se înrăutățește, gradul de sudabilitate scade. Înrăutățirea sudabilității provocată prin ecruisare se poate explica prin reducerea conductivității termice și electrice a cuprului sau aluminiului.

Pentru a atenua consecințele ecruisării și înrăutățirii stabilității este necesar ca pe lîngă recoacere să se utilizeze trefilarea în trepte cu cît mai multe filiere.

Trefilarea cuprului sau aluminiului pentru scopuri electrotehnice are influență și asupra proprietăților electrice și magnetice ale acestora. Permeabilitatea magnetică scade o dată cu creșterea ecruisării.

Un succes important în acțiunea de economisire a cuprului s-a obținut prin aplicarea procedeului de trefilare a sîrmelor de cupru la toleranțe minime. Acest lucru a fost posibil prin dimensionarea sîrmelor de cupru în mod judicios încă de la proiectare, calculîndu-se în mod rațional secțiunea activă a părții conductoare de cupru. Proiectîndu-se cablurile și conductoarele electrice cu toleranțe minime s-au avut în vedere și efectele utilizării celor mai bune procedee tehnologice.

Astfel, în decursul unui an au fost economisite circa 100 t de cupru, trefilînd cuprul la dimensiuni cu toleranțe minime.

Prin reamplasarea utilajului tehnologic în flux, plecînd de la sîrmele de cupru de 8—10 mm și pînă la sîrmele sub 1 mm, s-a reușit să se elimine întoarcerile și încrucișările din procedeul tehnologic, acționîndu-se în primul rînd asupra timpului auxiliar de schimbare a tamburilor cu sîrme de pe o mașină pe alta. Reamplasarea utilajului de trefilare în linie tehnologică a contribuit la ridicarea cu 15% a productivității muncii în atelierele de trefilare a sîrmei.

---

[1] *Grodner, I. I., Lakernik, R. M.* și *Șarle, D. L.* Osnovî teorii i proizvodstva tabelei sviazi. Moscova, Gosenergoizdat, 1958. [2] *Belurusov, N. I.* și *Krasotkin, V. N.* Silovîe kabeli. Moscova, Gosenergoizdat, 1955. [3] *Privizențev, V. A.* și *Șarle, D. L.* Kabeli i provoda. Moscova, Gosenergoizdat 1962. [4] Revue générale de l'électricité **70**, nr. 4, 1961.

CZ 669.14–415 : 338.062.18

Îmbunătăţirea calităţii tablelor decapate, recoapte şi răcite în atmosferă protectoare

Ing. T. STANCIU şi ing. C. IONESCU
Uzina de tablă subţire–Galaţi

Procesul tehnologic aplicat la o uzină de tablă subţire de oţel prevede, pentru preîntîmpinarea formării oxizilor şi obţinerea foilor de tablă curată, răcirea în atmosferă protectoare a tablelor care, în prealabil, au fost decapate şi recoapte.

Ca atmosferă de protecţie se întrebuinţează gazul de gazogen, care se prepară în uzină, din cocs.

Se constată că, în toate cazurile, tablele tratate în acest gaz prezintă pe margini urme de oxizi (urme care ocupă la margine porţiuni de 10—100 mm lăţime şi diferite pete negre).

În articolul de faţă se cercetează cauzele care duc la formarea acestor oxizi şi pete negre pe marginea foilor de tablă.

În timpul oxidării, la suprafaţa metalului se formează oxizi cu structură cristalină diferită, într-unul sau în mai multe straturi. În cazul oţelurilor nealiate se formează oxizii FeO, Fe_2O_3 şi Fe_3O_4, în ordinea arătată de la interior la exterior.

Grosimea stratului de oxizi care se formează pe suprafaţa oţelului este în funcţie de temperatura de încălzire şi de durata de menţinere în cuptor la temperatura respectivă.

Modul de oxidare nu decurge la fel la orice temperatură. Astfel, pînă la temperatura de 570°C au loc reacţiile :

$$3/4\ Fe + H_2O \rightleftarrows 1/4\ Fe_3O_4 + H_2$$

şi

$$3/4\ Fe + CO_2 \rightleftarrows 1/4\ Fe_3O_4 + CO.$$

La temperaturi mai mari de 570°C au loc reacţiile :

$$Fe + H_2O \rightleftarrows FeO + H_2$$

şi

$$Fe + CO_2 \rightleftarrows FeO + CO.$$

Constantele de echilibru sînt :

$$K_2 = \frac{P_{H_2}}{P_{H_2O}} \text{ şi } K_3 = \frac{P_{CO}}{P_{CO_2}}.$$

Valorile constantelor acestor reacţii sînt cuprinse în graficul din figura 1 (curbele de echilibru ale atmosferei $H_2 - H_2O$ şi $CO - CO_2$ cu fierul).

După cum se observă din aceste diagrame, caracterul oxidant al bioxidului de carbon este opus celui al vaporilor de apă. Astfel, cu creşterea temperaturii, acţiunea oxidantă a vaporilor de apă scade, iar a bioxidului de carbon creşte. Acţiunea acestor două gaze este egală la temperatura de 820°C (punctul de intersecţie a celor două curbe).

După cum rezultă din constantele de echilibru ale reacţiilor mai sus expuse, principiul de alegere a unei atmosfere reducătoare constă în alegerea unei valori corespunzătoare a raportului dintre volumele gazelor reducătoare şi ale celor oxidante. Astfel, acest raport trebuie să aibă o valoare mai mare sau cel puţin egală cu constanta de echilibru a reacţiei la temperatura dată.

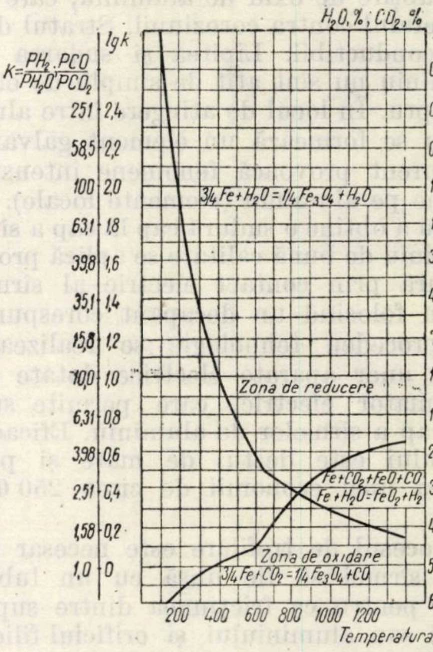


Fig. 1.

$$\frac{V_{H_2}}{V_{H_2O}} \geqslant K_2 \text{ şi } \frac{V_{CO}}{V_{CO_2}} \geqslant K_3.$$

Înlocuind volumele cu presiunile parţiale respective se obţine :

$$\frac{P_{H_2}}{P_{H_2O}} \geqslant K_2 \text{ şi } \frac{P_{CO}}{P_{CO_2}} \geqslant K_3.$$

Pentru o încălzire fără oxizi, procentul de apă şi de bioxid de carbon din atmosfera respectivă trebuie să fie mai mic decît cel necesar echilibrului de reacţie.

Prin urmare, calitatea reducătoare a unui amestec gazos se poate determina controlînd numai conţinutul de bioxid de carbon şi al vaporilor de apă din amestecul respectiv.

Se vor studia în continuare condiţiile de răcire a tablelor decapate după recoacere, folosind ca mediu protector gazul de gazogen.

Schema dispozitivului întrebuințat pentru răcirea tablelor se arată în figura 2 (1—masă; 2—capac; 3—ștuț de admisie a gazului de gazogen; 4—stivă de tablă; 5—flacără; 6—nisip).

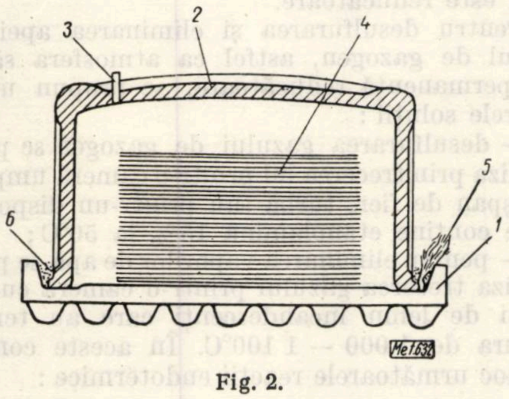


Fig. 2.

Se cunosc următoarele date:

— Temperatura tablelor din lada de recoacere în momentul cînd se introduce gazul de gazogen este de 810—830°C.

— Compoziția medie a gazului de gazogen este următoarea: $CO_2 = 4,5\%$; $CO = 28\%$; $H_2 = 11\%$; $H_2O = 4,7\%$; $CH_4 = 0,7\%$; $O_2 = 0,2\%$; $H_2S = 0,43\%$; $SO_2 = 0,09\%$.

Folosind o atmosferă de tipul $CO-CO_2-H_2-H_2O$, ca în cazul de față, la temperatura dată au loc reacții care determină schimbări în compoziția amestecului gazos, astfel: $CO_2 + H_2 \rightleftarrows CO + H_2O$, cu constanta de echilibru:

$$K_4 = \frac{P_{CO} \cdot P_{H_2O}}{P_{CO_2} \cdot P_{H_2}} = \frac{K_3}{K_2}.$$

Valorile constantei de echilibru sînt date în tabela 1.

Tabela 1

T,°C	$K_4 = \frac{P_{CO} \cdot P_{H_2}}{P_{CO_2} \cdot P_{H_2}}$	Conținutul de echilibru la:	
		CO_2	H_2O
600	9,409	23,70	13,335
700	0,646	20,40	15,385
800	0,935	17,85	17,125
820	1,00	17,50	17,50
900	1,276	15,875	18,655
1 000	1,656	14,25	20,00
1 100	2,065	13,05	21,095
1 200	2,506	12,10	22,125
1 300	2,965	11,175	23,015
1 400	3,436	10,45	23,31

În calculul atmosferelor staționare de tipul de mai sus este necesar ca valoarea conținutului de echilibru pentru bioxidul de carbon să cuprindă și cantitatea de oxid de carbon din amestecul gazos; de asemenea, valoarea conținutului de echilibru al vaporilor de apă trebuie să cuprindă și cantitatea de hidrogen.

Valoarea conținutului de echilibru pentru bioxidul de carbon la 820°C va fi: $CO_2 = 17,5 \times 0,325 = 5,70\%$, iar în gaz se găsește $4,5\%$ CO_2 (17,5 este conținutul de echilibru în procente al bioxidului de carbon la presiunea de o atmosferă și temperatura de 820°C, dat în tabela 1, iar 0,325 este suma valorilor părților din întreg ale bioxidului și oxidului de carbon ai gazului de gazogen; $0,325 = 0,28\ CO + 0,045\ CO_2$).

Pentru vaporii de apă:

$H_2O = 17,5 \times 0,157 = 2,72\%$, iar în gaz se găsește $4,7\%$ H_2O; $0,157 = 0,047\ H_2O + 0,11\ H_2$.

Din analiza datelor de mai sus rezultă că reacția dintre componenții atmosferei protectoare la temperatura de 820°C tinde spre formarea de hidrogen și vapori de apă, deoarece conținutul de bioxid de carbon din gaz este mai mic decît conținutul pentru echilibru, iar cantitatea de vapori de apă existentă este mai mare decît conținutul de echilibru.

Cu scăderea temperaturii, sensul reacției se păstrează, deoarece valoarea constantei de echilibru K_4 se micșorează, determinînd prin aceasta, datorită valorilor inițiale de oxid de carbon și vapori de apă, o disproporție și mai mare față de valoarea proporției de echilibru a bioxidului de carbon și a vaporilor de apă.

Se știe că componenții gazului reacționează între ei cu formarea de bioxid de carbon și hidrogen numai dacă gazul staționează un timp oarecare sub lada de recoacere.

În condițiile de răcire a tablelor recoapte în atmosferă protectoare, la o uzină de tablă subțire, gazul nu staționează sub lada de recoacere, ci circulă continuu.

De aceea se va considera atmosfera ca fiind mereu proaspătă, fără vreo schimbare a valorilor componenților.

În momentul introducerii gazului de gazogen sub capacul de protecție a tablelor, conținutul necesar de echilibru al vaporilor de apă și al bioxidului de carbon, la temperatura de 820°C, după diagrama din figura 1, va fi:

$CO_2 = 36,83 \times 0,325 = 10,90\%$ (în gaz fiind $4,5\%$ CO_2)

$H_2O = 36,83 \times 0,157 = 5,78\%$ (în gaz fiind $4,7\%$ H_2O).

Deoarece gazul de gazogen conține $4,5\%$ CO_2 și $4,7\%$ H_2O față de $10,9\%$ CO_2 și $5,78\%$ H_2O, necesare echilibrului de reacție, atmosfera în acest moment este reducătoare.

După cum s-a arătat, cu scăderea temperaturii puterea de oxidare a vaporilor de apă crește, iar la bioxidul de carbon scade. Prin urmare, cu trecerea timpului și cu scăderea temperaturii foilor de tablă din lada de recoacere, proporția necesară de echilibru a vaporilor de apă de 5,78%, care era la 820°C, va scădea. Dacă această valoare va fi sub 4,7% atmosfera se va transforma din reducătoare în oxidantă.

Cu ajutorul datelor expuse se poate determina pînă la ce temperatură cantitatea de 4,7% H_2O din gaz nu este periculoasă, folosind relația: $\% \; H_2O_{gaz} = X_{H_2O} \cdot (H_2O_{gaz} + H_{2\,gaz})$.

X_{H_2O} este proporția de echilibru a vaporilor de apă din diagrama dată în figura 1.

$4{,}7\% = X_{H_2O}(0{,}047 + 0{,}11) = X_{H_2O} \times 0{,}157$ sau $X_{H_2O} = 29{,}8\%$.

Din curba de echilibru $H_2 - H_2O$ cu fierul dată în figura 1 se determină temperatura $T = 770°C$.

Prin urmare atmosfera dată nu mai este protectoare, ci devine oxidantă sub 770°C.

După cum s-a arătat la început, un alt aspect nedorit al tablelor decapate îl constituie acele pete negre care sînt suprafețe „afumate", acoperite cu o peliculă de carbon. Din analiza condițiilor în care au loc reacțiile $2CO \rightleftarrows C + CO_2$ și $CH_4 \rightleftarrows C + 2H_2$ rezultă următoarele:

Din diagrama de echilibru între oxidul de carbon și bioxidul de carbon (fig. 3) rezultă că în jurul temperaturii de 550°C există condiții de formare a carbonului solid, deoarece la această temperatură cantitatea de 28% CO depășește limita de echilibru.

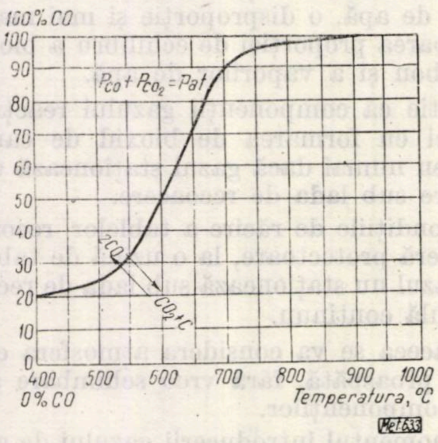


Fig. 3.

Această valoare o are și temperatura de disociere a metanului. În figura 3 sînt redate izobarele echilibrului reacției $C + CO_2 = 2CO$ (după diagrama Belle — Boudouard).

Concluzii și soluții. Din cele expuse rezultă că folosirea gazului de gazogen ca atmosferă protectoare la răcirea tablelor decapate după recoacere nu întrunește condițiile necesare pentru obținerea unei table decapate cu aspect corespunzător din următoarele cauze:

— prezența sulfului în gaz,

— conținutul de vapori de apă din gaz (de 4,7% sub 770°C) fiind ridicat, atmosfera nu mai este reducătoare.

Pentru desulfurarea și eliminarea apei din gazul de gazogen, astfel ca atmosfera să fie în permanență reducătoare, se propun următoarele soluții:

— desulfurarea gazului de gazogen se poate realiza prin trecerea lui printr-o cameră umplută cu șpan de fier, turbă sau printr-un dispozitiv care conține etanolamină 15% la 50°C;

— pentru eliminarea vaporilor de apă se poate utiliza trecerea gazului printr-o cameră cu cărbuni de lemn incandescenți care au temperatura de 1 000 — 1 100°C. În aceste condiții au loc următoarele reacții endotermice:

$$CO_2 + C \rightarrow 2\,CO; \quad H_2O + C \rightarrow H_2 + CO.$$

Cantitățile de bioxid de carbon și vapori de apă rezultate sînt foarte mici, atingînd valorile de 0,5% pentru CO_2 și 0,25% pentru H_2O.

Gazul folosit la răcirea tablelor decapate astfel tratat va avea cu aproximație compoziția din tabela 2 fiind o atmosferă reducătoare bună, permițînd obținerea tablelor decapate curate, albe, fără urme de oxizi.

Tabela 2

Denumirea gazului	Compoziția chimică, %								
	CO_2	CO	H_2O	H_2	CH_4	SO_2	H_2S	O_2	N_2
De gazogen	4,5	28	4,7	11	0,7	0,09	0,43	0,5	rest
Îmbunătățit	0,5	33	0,25	14	0,7	urme		0,5	rest

Pentru evitarea petelor negre se recomandă ca să se asigure o circulație continuă a gazului nepermițînd prin aceasta formarea prafului de carbon prin disocierea conținutului de gaz metan și de oxid de carbon. De asemenea este necesară o împachetare corectă a tablelor prin care se elimină golurile dintre foi și deci posibilitatea staționării gazului în acele locașuri împiedică depunerea prafului de cărbune.

---

[1] *Smikov, A. A.* Spravocinic termista. Moscova, Mașghiz, 1956. [2] *Rostovțev, S. T.* Teoria proceselor metalurgice. București, Editura tehnică, 1961.

CZ 631.3-2 : 669.14-42 : 621.785.1 : 621.365.5.023

Încălzirea prin curenți de inducție de frecvența sunetului a unor profile cu pereți subțiri

Ing. G. NICULESCU
Uzinele de pompe și mașini agricole

In echipamentul unor mașini agricole sînt prevăzute cuțite zimțate din oțel 60S2A de 3 mm grosime, care urmează a fi tratate termic pe o zonă de 15 mm lățime, pînă la obținerea unei durități HRC 55–60 (fig. 1).

Grosimea piesei de numai 3 mm ridică probleme mai dificile în realizarea tratamentului termic prin CIF, deoarece este comparabilă cu adîncimea de pătrundere a curenților induși la frecvența de 8 kHz de care dispune uzina. Din diagrama din figura 3 [3] se observă că, la această frecvență, adîncimea stratului de curenți induși este în jur de 6 mm, ceea ce depășește cu aproape dublu grosimea piesei tratate.

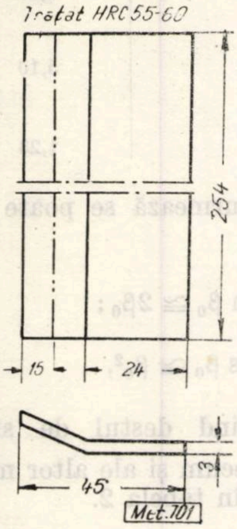


Fig. 1.

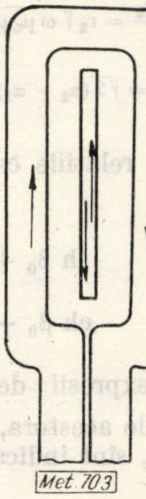


Fig. 2.

De aici s-ar desprinde o primă concluzie, și anume aceea că este posibilă încălzirea de pe o singură parte a piesei, folosindu-se un inductor clasic pentru călirea suprafețelor plane.

Totuși, încălzirea de pe o singură față a piesei are inconvenientul că aceasta se deformează, ceea ce — mai ales în cazul încălzirii pe o fîșie atît de îngustă — va crea pericolul fisurării. Acest motiv a dus la renunțarea folosirii inductoarelor pentru suprafețe plane și s-a recurs la încălzirea cu ajutorul unei bucle cu o singură spiră.

În această nouă variantă însă configurația sensurilor instantanee ale curenților induși în piesă, cît și a celor ce circulă în buclă, arată că — datorită grosimii mici a piesei — va apărea o interacțiune între aceștia, ceea ce va duce la slăbirea sau chiar la anularea curenților (fig. 2), iar piesa se va încălzi încet și insuficient.

Pentru remedierea acestui neajuns, inductorul a fost astfel ales încît ramurile buclelor să fie deplasate una în raport cu cealaltă cu o mărime egală cu grosimea lor. În felul acesta se deplasează și curenții unul față de celălalt, încetînd acțiunea de slăbire reciprocă.

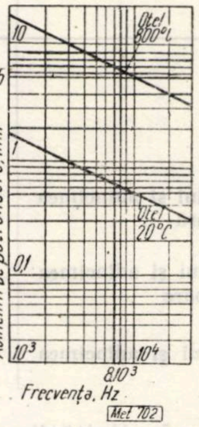


Fig. 3.

După această analiză generală a posibilităților de încălzire, concretizată în adoptarea formei inductorului (buclă cu brațele deplasate unul în raport cu celălalt), s-a trecut la proiectarea și calculul acestuia.

Pentru o simplificare a acestor calcule, cît și pentru a folosi metoda de încălzire succesivă, s-a aproximat forma buclei închise cu aceea derivată arătată în figura 4.

În felul acesta, în spațiul creat între cele două brațe poate circula piesa în translație, încălzirea zonală realizîndu-se numai între limitele constructive prescrise, iar cele două forme ale buclei pot fi considerate ca echivalente.

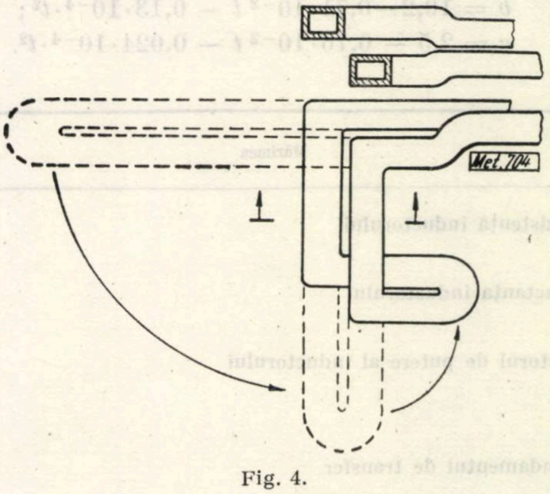


Fig. 4.

Calculul preliminar al inductorului urmărește determinarea inițială a unor mărimi auxiliare cu ajutorul cărora se va ajunge la stabilirea regimului de lucru cu care să se realizeze temperatura cerută, la viteza de deplasare și frecvența de 8 kHz.

Construcția folosită poate fi considerată ca un conductor rectiliniu excitat pe ambele fețe, paralel cu o suprafață plană, cu dimensiunile arătate în figura 5.

Calculul se începe cu determinarea mărimilor auxiliare menționate, care sînt indicate în tabela 1.

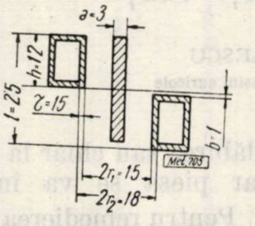


Fig. 5.

Tabela 1

Mărimea	Notația	Formula de calcul	Valoarea
Conductivitatea metalului	γ_m	$\frac{1}{\rho}$ unde $\rho \cdot 10^6 = f(\sigma)$	50 761 mho/cm
Grosimea critică	a_c	$\sqrt{\frac{128{,}5 \cdot 10^6}{\gamma_m \mu_r f}}$	5,5 mm
Raportul dintre diametrul inductorului și adîncimea de pătrundere pentru fața exterioară	α_1	$\frac{\sqrt{2}\, r_1}{p} = r_1 \sqrt{\omega \mu_0 \mu_r \gamma_1}$	4,25
Raportul dintre diametrul inductorului și adîncimea de pătrundere pentru fețele interioare	α_2	$\frac{\sqrt{2}\, r_2}{p} = r_2 \sqrt{\omega \mu_0 \mu_r \gamma_2}$	5,10
Raportul dintre grosimea inductorului și adîncimea de pătrundere	β_0	$\frac{2\tau}{p} = \sqrt{2}(\alpha_2 - \alpha_1)$	1,23

Coeficientul σ din calculul conductivității, respectiv rezistivității materialului, s-a determinat în funcție de compoziția chimică a oțelului 60S2A, și anume : 0,60% C, 0,75% Mn, 0,03% Si, pentru temperatura t = 20°C, cu formula clasică :

$$\rho \cdot 10^6 = a + b\sigma - c\sigma^2,$$

în care :

$$a = 8{,}2 + 4{,}84 \cdot 10^{-2}\, t + 0{,}9 \cdot 10^{-4} \cdot t^2;$$

$$b = 10{,}2 - 0{,}71 \cdot 10^{-2}\, t - 0{,}13 \cdot 10^{-4} \cdot t^2;$$

$$c = 2{,}5 - 0{,}76 \cdot 10^{-2}\, t - 0{,}024 \cdot 10^{-4} \cdot t^2.$$

O dată stabilite aceste mărimi auxiliare, se determină valorile rezistenței și reactanței inductorului, cu relațiile :

$$R_1 = \frac{\sqrt{2}\,\pi\alpha_1}{\gamma_1} \frac{\mathrm{sh}\,\beta_0 + \sin\beta_0}{\mathrm{ch}\,\beta_0 - \cos\beta_0}, \ \Omega;$$

$$X_1 = \omega L_1 = \omega\pi\mu_0 r_1^2 l + \frac{\sqrt{2}\,\pi\alpha_1}{\gamma_1} \frac{\mathrm{sh}\,\beta_0 - \sin\beta_0}{\mathrm{ch}\,\beta_0 - \cos\beta_0}, \ \Omega.$$

Datorită faptului că grosimea peretelui inductorului este mică $\tau \ll p$, iar frecvența este muzicală, în relațiile care urmează se poate aproxima :

$$\mathrm{sh}\,\beta_0 + \sin\beta_0 \cong 2\beta_0;$$

$$\mathrm{ch}\,\beta_0 - \cos\beta_0 \cong \beta_0^2,$$

aceste expresii devenind destul de simple.

Valorile acestora, precum și ale altor mărimi derivate, sînt indicate în tabela 2.

Tabela 2

Mărimea	Notația	Formula de calcul	Valoarea
Rezistența inductorului	R_1	$\frac{2\pi r_1}{\gamma_1 (r_2 - r_1)}$	$0{,}549 \cdot 10^3\ \Omega$
Reactanța inductorului	X_1	$\omega\pi\mu_0 r_1^2 l + \frac{\sqrt{2}\,\pi\alpha_1}{\gamma} \frac{2\beta_0}{\beta_0^2}$	$4{,}5 \cdot 10^{-3}\ \Omega$
Factorul de putere al inductorului	cos φ	$\frac{1}{\mathrm{tg}\varphi} = \frac{1}{\frac{X_1}{R_1}}$	0,112
Randamentul de transfer	η	$\frac{1}{1 + \sqrt{\frac{\gamma_2}{\gamma_1}}}$	0,77
Curentul în inductor*	I_1	$\frac{U_1}{X_1}$	7 550 A

* Tensiunea U_1 a fost măsurată la bornele inductorului cu un voltmetru electrostatic, rezultînd 34 V.

În continuare s-a determinat teoretic regimul de lucru (viteza de translație a piesei, timpul necesar atingerii temperaturii prescrise și puterea necesară).

Determinarea temperaturii la suprafața piesei.

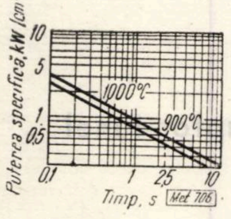


Fig. 6.

Considerînd că piesa se încălzește pe ambele fețe, puterea specifică $P_s = 500$ W/cm² – așa cum de altfel rezultă din diagrama din figura 6 [2] căldura specifică medie 0,15 cal/g°C și greutatea specifică de 7,86 g/cm³ – alegînd un timp de încălzire de 2,5 s, valoarea temperaturii de suprafață este:

$$\theta = \frac{P_s \cdot t}{4{,}187 \cdot \delta \cdot c \cdot a} = \frac{500.2{,}5}{4{,}187 \cdot 7{,}86 \cdot 0{,}15 \cdot 0{,}3} = 850°\mathrm{C}.$$

Viteza de translație a piesei. Admițînd, conform celor menționate, că în 2,5 s se încălzește o suprafață de 1,2 × 1,2 cm în fața secțiunii inductorului, întreaga zonă de tratat lungă de 25,4 cm se va încălzi în $\frac{25{,}4}{1{,}2}\ 2{,}5 = 53$ s, ceea ce revine la o viteză de deplasare $v = \frac{254 \cdot 60}{53} \cong 300$ mm/min sau 0,5 cm/s.

Calculul de verificare a temperaturii atinse se face în mod rapid și practic, folosind nomograma din figura 7. Înălțimea virtuală a conductorului h' este:

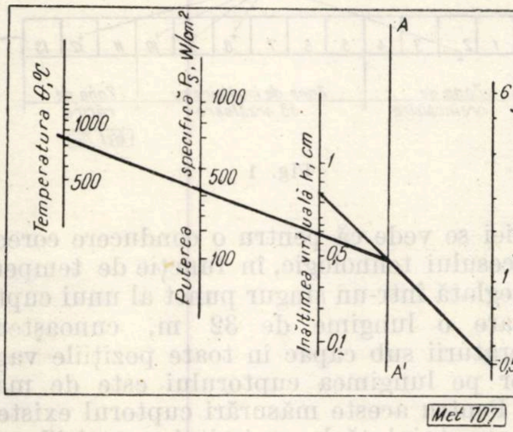


Fig. 7.

$$h' = \sqrt{r_1^2 - a^2} = \sqrt{0{,}75^2 - 0{,}3^2} = 0{,}68 \text{ cm}.$$

Fixînd valoarea h' și viteza de deplasare și unindu-le cu o dreaptă, aceasta întretaie linia de reper AA' într-un punct care – unit cu valoarea puterii specifice și prelungind dreapta – întîlnește ordonata temperaturilor la 870°C, ceea ce verifică calculele făcute anterior și este și suficient pentru oțelul 60S2A.

Experimentînd această variantă de inductor, s-a realizat în practică tratamentul prescris la duritatea HRC 56–60 cu un randament de transfer $\eta = 0{,}75$ și la viteza de translație de 300 mm/min, neconstatîndu-se deformări sau fisurări.

În urma acestor rezultate s-au creat condițiile de a se înlocui materialul 60S2A cu OLC45, ceea ce a dus la realizarea unor economii importante de material și manoperă.

Datorită grosimii mici a piesei, comparabile cu adîncimea stratului de curenți induși, pătrunderea de temperatură realizată prin deplasarea ramurilor inductorului a dat rezultatul așteptat.

În paralel cu această soluție a problemei, s-a experimentat încă o variantă de inductor, bazată pe cele arătate în literatură [1]. În adevăr, se demonstrează că încălzirea unui material subțire din tablă, cu un conductor rectiliniu ca acela arătat în figura 8, se face cu multă greutate, după ce a fost atins punctul Curie, materialul pierzînd proprietățile magnetice. Cauza o constituie cuplajul prea slab al inductorului cu piesa, o mare parte din flux închizîndu-se prin aer, fără a mai întretăia suprafața de încălzit a piesei. La aceasta se mai adaugă și slăbirea datorită sensurilor contrarii ale curenților induși față de cel din inductor. Corectarea acestui neajuns s-a făcut recurgîndu-se la circuitele magnetice arătate în figura 8, și anume: îmbrăcarea conductorului inductor cu tole de transformator și așezarea în dreptul acestora a unui al doilea circuit magnetic, format dintr-o bucată de oțel cu conținut redus de carbon ARMCO.

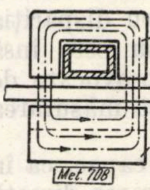


Fig. 8.

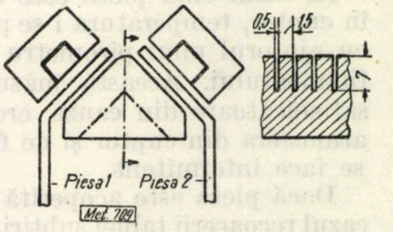


Fig. 9.

Acest al doilea circuit magnetic a fost striat în sensul liniilor de cîmp magnetic prin canale transversale care împiedică apariția curenților turbionari, respectiv încălzirea piesei. Intervalul dintre două caneluri vecine a fost ales [1] de patru ori mai mic decît adîncimea de pătrundere a curentului în oțel la frecvența respectivă de 8 kHz, iar adîncimea canelurilor, mai mare decît aceea de pătrundere – dimensiunile indicîndu-se în figura 9.

Această dispunere de circuite magnetice suplimentare a avut, de asemenea, rezultate satisfăcătoare, ceea ce a dus la folosirea inductorului arătat schematic în figura 9, la care se pot căli concomitent două piese în translație.

Încercările au demonstrat că, atît cu prima cît și cu cea de-a doua variantă, călirea prin curenți de inducție a unor piese subțiri de grosime critică este realizabilă în mod satisfăcător și la frecvența de 8 kHz.

[1] *Sluhoțkii*. Induktorî dlia indukționnogo nagreva mașinostroitelnîh detalei. Moscova, Mașghiz, 1954. [2] *Lozinski, M.* Poverhnostnaia zakalka i indukționnîi nagrev stalî. Moscova, Mașghiz, 1949. [3] * * * Chauffage et brasage par induction. În : Électronique, nr. 161–162, 1960.

CZ 621.783.322 : 536.5

Măsurarea sub capac a temperaturii de recoacere în cuptor-tunel

Ing. S. IORGA, ing. Z. PONORAN și ing. E. RITZINGER
Uzina de tablă subțire – Galați

La executarea tratamentelor termice este important a se cunoaște temperatura la care se încălzește piesa. În cuptoarele de tratament termic, temperatura se măsoară, în general, în zona bolții sau a pereților, folosind termocupluri sau pirometre de radiație.

În cazul cînd piesa este așezată neacoperită în cuptor, temperatura i se poate măsura direct, cu ajutorul unui pirometru optic cu dispariția filamentului. Această măsurare nu este însă satisfăcătoare din cauza erorilor provocate de atmosfera din cuptor și de faptul că măsurarea se face intermitent.

Dacă piesa este acoperită cu un capac, ca în cazul recoacerii tablei subțiri, măsurarea directă prin vizare cu un pirometru optic nu este posibilă. Se poate măsura direct temperatura capacului și apoi se poate aprecia numai temperatura sub capac.

Aplicarea metodei de măsurare mai este posibilă cu indicatori piroscopici (conuri Seger), indicată în STAS 2912–51. Această metodă are următoarele dezavantaje : indică comparativ temperatura față de două limite, una superioară și alta inferioară, fixate dinainte, iar rezultatul măsurării se cunoaște de-abia după ce obiectul tratat se scoate din cuptor și se descoperă ; are domeniul de măsurare limitat (600–2 000°C) ; este necesar un număr mare de indicatori piroscopici, deoarece intervalele lor de măsurare variază cu 20–30°C ; atmosfera nu trebuie să fie reducătoare ; temperatura de înmuiere variază cu ± 15°C ; pentru o comportare normală a conurilor este necesar să se realizeze o creștere de temperatură de 75°C/15 min pînă la o temperatură cu 400°C sub temperatura de înmuiere și o creștere de 30°C/15 min pînă la temperatura de înmuiere, ceea ce nu se poate realiza totdeauna.

Pentru evitarea dezavantajelor de mai sus s-a studiat o metodă de măsurare directă a temperaturii sub capac, metodă care permite și înregistrarea pe tot timpul staționării capacelor cu încărcătura lor în zona de încălzire.

Pentru descrierea acestei metode este necesar să se indice pe scurt condițiile în care se face măsurarea.

Cuptorul-tunel la care s-au efectuat măsurările cuprinde 13 vagonete pe care sînt încărcate lăzile de recoacere compuse din masă și capac (cazan). Cuptorul lucrează cu trei zone : zona de preîncălzire — 4 vagonete ; zona de încălzire — 6 vagonete și zona de răcire — 3 vagonete.

Pentru măsurarea cuvenită a temperaturii, în cuptor sînt prevăzute cinci termocupluri, și anume : un termocuplu în zona de preîncălzire, trei termocupluri în zona de încălzire și un termocuplu în zona de răcire. Reglarea temperaturii cuptorului este comandată de unul dintre cele trei termocupluri din zona de încălzire (fig. 1, poziția 9). Din examinarea situației se vede că pentru o conducere corectă a procesului tehnologic, în funcție de temperatura reglată într-un singur punct al unui cuptor care are o lungime de 32 m, cunoașterea temperaturii sub capac în toate pozițiile vagonetelor pe lungimea cuptorului este de mare folos. Pentru aceste măsurări cuptorul existent oferă avantajul că la majoritatea pozițiilor de staționare există uși de vizitare pentru verificarea etanșeității scutului vagonetului. La staționarea vagonetului în fiecare poziție se conectează prin aceste uși temocuplurile la aparatele de măsură (fig. 2, în care : *1* — vagonet ; *2* — scutul vagonetului ; *3* — ușa de vizitare ; *4* — capac de protecție ; *5* — masa de recoacere ; *6* — suport ; *7* — inel de protecție ; *8* — termocuplu scurt ; *9* — termocuplu portabil ; *10* — termocuplu în boltă ; *11* — termocuplu lung).

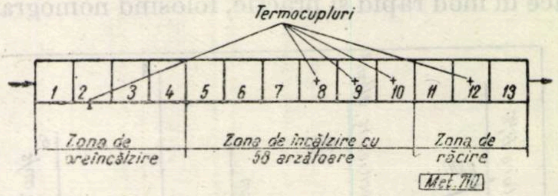


Fig. 1

Măsurarea directă a temperaturii sub capacul de pe vagonet cere din punct de vedere metrologic luarea în considerare și rezolvarea următoarelor probleme: modul de amplasare a termocuplului; influența temperaturii asupra rezistenței proprii a termocuplului; termostatarea capătului rece al termocuplului; protecția termocuplului; modul de racordare a termocuplului cu cablul de compensație; legătura la aparatul indicator și înregistrator. Din punctul de vedere al tehnologiei de recoacere a tablei subțiri de oțel, stabilirea temperaturilor optime de recoacere cere corelarea mai multor factori și anume: încărcătura de sub capac (în t); modul de amplasare a stivelor sub capac; greutatea capacului și a mesei de recoacere (în t); timpul de staționare în cuptor (în h); grosimea și calitatea tablei recoapte și amplasarea capacului față de arzătoare.

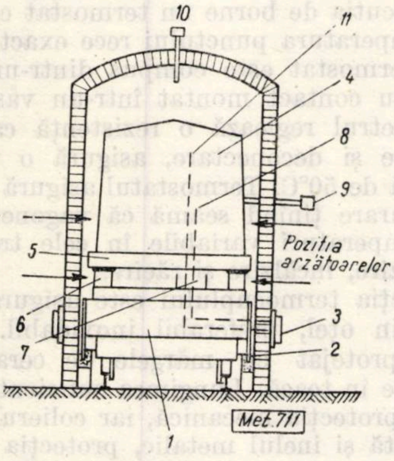


Fig. 2

Pentru aceasta este necesar să se măsoare temperatura în mijlocul stivei, cel puțin în două puncte (la baza stivei și la partea superioară a stivei).

Măsurarea la partea inferioară se impune prin faptul că arzătoarele bat sub stivă, în partea de jos a mesei, astfel că o parte importantă din căldura necesară se primește de jos.

La partea superioară a stivei, cunoașterea temperaturii este importantă, deoarece servește la verificarea gradientului de temperatură în stivă, indică dacă timpul de staționare a fost suficient pentru a omogeniza temperatura stivei.

Avînd stabilite cele două puncte de măsurare, se pune problema introducerii termocuplelor sub capac. Se iau în considerare două posibilități, și anume: a) termocuplurile se introduc sub capac la fiecare încărcare a lăzii cu tablă și firul de legătură se scoate printr-un orificiu în capac (orificiul de introducere a gazului pentru răcire în atmosferă protectoare) sau b) termocuplurile sînt fixate pe masa de recoacere, iar legătura se face prin vagonet la scutul vagonetului.

Comparînd cele două variante se constată că prima prezintă o serie de dezavantaje, și anume: nu se asigură etanșeitatea spațiului de sub capac, cerută de procesul de recoacere; este necesară o instalație specială din oțel refractar pentru protejarea termocuplului; se introduc o serie de erori la măsurare, deoarece pe porțiunea din afara capacului termocuplul este expus flăcării.

Pentru evitarea acestor dezavantaje s-a ales varianta a doua și pe masa de recoacere s-au instalat două teci metalice de termocupluri. Aceste teci sînt amenajate ca termocupluri de inerție mică. După ce s-au practicat două găuri în masă, s-au introdus țevile și s-au sudat (fig. 3, în care: 1 — masă; 2 — tecile termocuplurilor). Prin aceasta se asigură etanșeitatea spațiului de sub capac.

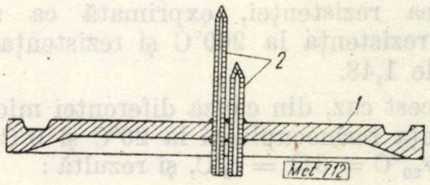


Fig. 3

Sub masă, tecile au o lungime suficientă, astfel că, la așezarea pe vagonet ele intră, printr-un orificiu practicat, în patul de cărămidă refractară și în patul metalic al vagonetului, ajungînd sub vagonet. Pe porțiunea liberă dintre patul vagonetului și capac se pune un inel metalic care se umple cu praf de șamotă, izolînd astfel, termic, teaca de oțel a termocuplurilor pe o porțiune de circa 300 mm, care reprezintă distanța de la masa așezată pe suporții de fontă la patul vagonetului.

Vagonetul rămîne echipat cu masa lui, în cazul tablei negre încărcarea și descărcarea făcîndu-se în această situație. În cazul tablei decapate, la ieșirea vagonetului din cuptor se scot termocuplurile din teci, iar masa se duce la stația de răcire sub gaz protector.

Pentru motivarea soluției alese s-a efectuat calculul următor privind eroarea de măsurare în cazul variantei a doua, menționată.

Curentul din circuitul de măsurare în mod normal este:

$$i = \frac{E_t}{R_m + r_{cond} + r_t},$$

în care:

E_t este forța electromotoare a termocuplului;

R_m — rezistența milivoltmetrului de măsurare;

r_{cond} — rezistența liniei și a conductorului de compensație;

r_t — rezistența termocuplului.

În cazul în care se execută măsurarea cu termocuplul introdus prin orificiul de alimentare cu gaz, o lungime apreciabilă a termocuplului este expusă flăcării, și se încălzește la o temperatură superioară celei din interiorul vagonetului.

Această încălzire duce la modificarea rezistenței proprii a termocuplului. Valoarea curentului în acest caz va fi:

$$i = \frac{E_t}{R_m + r_{cond} + r_t + \Delta r_t},$$

în care: Δr_t este creșterea rezistenței termocuplului cu temperatura. Avînd un termocuplu de platin-rodiu-platin lung de 1,975 m, care la 20°C are o rezistență de 3 Ω în cazul încălzirii la circa 1100°C; creșterea rezistenței exprimată ca raportul dintre rezistența la 1 100°C și rezistența la 0°C va fi de 3,33 (conform tabelelor).

La o temperatură sub vagonet de circa 200°C, creșterea rezistenței, exprimată ca raportul dintre rezistența la 200°C și rezistența la 0°C, va fi de 1,48.

În acest caz, din cauza diferenței mici dintre rezistența termocuplului la 20°C și 0°C, se admite: $r_{20}°C = 3\,\Omega = r_0°C$, și rezultă:

$$\frac{r_{t1}}{r_0\,°C} = 3{,}33,$$

unde: r_{t1} este rezistența pentru $t_1 = 1\,100{,}°C$;

$$\frac{r_{t2}}{r_0\,°C} = 1{,}48,$$

unde r_{t2} este rezistența pentru $t_2 = 200°C$.

Din relațiile de mai sus rezultă:

$$r_{t1} + \Delta r_{t1} = 3{,}33 \times 3 = 9{,}99\,\Omega;$$

$$r_{t2} + \Delta r_{t2} = 1{,}48 \times 3 = 4{,}44\ \Omega.$$

Făcînd raportul curenților, rezultă pentru o rezistență interioară a milivoltmetrului de 300 Ω și o rezistență a liniei de 5,5 Ω:

$$\frac{R_m + r_{cond} + r_{t2} + \Delta r_{t2}}{R_m + r_{cond} + r_{t1} + \Delta r_{t1}} = \frac{300 + 5{,}5 + 4{,}44}{300 + 5{,}5 + 9{,}99} = 0{,}98.$$

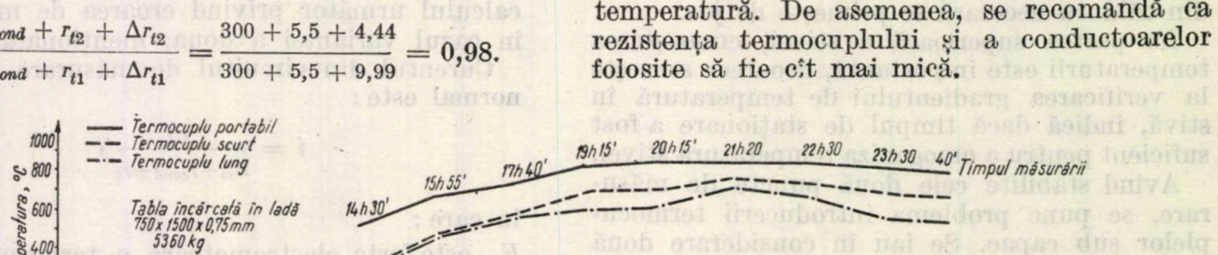


Fig. 4

Eroarea este de 2%. Pentru temperatura de 1 100°C eroarea va fi de 20°C. Dacă la aceasta se adaugă eroarea tolerată a ansamblului termocuplu-cablu de compensație-milivoltmetru, care conform instrucțiunilor DGEMSI 59/58 (tabela 4) pentru Pt — Pt Rh este de ± 6°C, eroarea totală posibilă va fi de 26°C, față de 6°C admisibilă.

În concluzie, eroarea în cazul amplasării termocuplului în bătaia flăcării este de peste patru ori mai mare decît eroarea admisă. Pentru acest motiv s-a ales prima variantă și s-a renunțat la a doua.

Pentru micșorarea corecțiilor se poate introduce la cutia de borne un termostat care menține temperatura punctului rece exact la 50°C. Acest termostat este compus dintr-un termometru cu contact montat într-un vas Dewar. Termometrul reglează o rezistență care, prin conectare și deconectare, asigură o temperatură fixă de 50°C. Termostatul asigură procesul de măsurare ținînd seamă că vagonetul trece prin temperaturi variabile în cele trei zone: preîncălzire, încălzire și răcire.

Protecția termocuplului este asigurată de o teacă din oțel, preferabil inoxidabil. Termocuplul protejat cu mărgele de ceramică se introduce în teacă. Lungimea suficientă a țevii asigură protecția mecanică, iar colierul de praf de șamotă și inelul metalic, protecția termică.

Astfel, la încărcarea mesei cu tablă, termocuplul este perfect protejat.

Ținînd seamă că sub vagonet temperatura poate fi peste 200°C, folosirea unui cablu de compensație nu este posibilă decît de la scutul vagonetului, unde, în cazul unei etanșări corecte cu nisip a etanșoarelor, temperatura este de circa 50°C. Din acest motiv termocuplul se leagă la scutul vagonetului la cutia de borne.

Pentru urmărirea variației temperaturii sub capac este interesant ca, în afară de aparatul indicator, să se ridice curba de temperatură pe un aparat înregistrator. În acest caz se pune problema funcționării în paralel a aparatului indicator și înregistrator. Pentru aceasta este necesar să se aleagă aparate cu rezistență interioară mare și este recomandabil ca aparatele să aibă aceeași rezistență. Legarea aparatelor se va face chiar de la termocuplu. Nerespectarea acestor prescripții duce la erori de temperatură. De asemenea, se recomandă ca rezistența termocuplului și a conductoarelor folosite să fie cît mai mică.

Cu metoda indicată s-au executat măsurări la cuptorul de recoacere menționat. Pentru completarea datelor s-a măsurat în mai multe puncte și temperatura din cuptor lateral, printr-un ansamblu portabil format dintr-un termocuplu, un cablu de compensație și un milivoltmetru.

Din curbele ridicate, dintre care se dă un exemplu în figura 4, rezultă următoarele concluzii practice importante pentru stabilirea tehnologiei :

— la partea superioară a stivei temperatura este în medie cu circa 50—70°C mai mică decît la partea inferioară a stivei, la ultimele poziții ale vagonetelor (9 și 10) din zona de încălzire;

— diferența de temperatură dintre stiva și exteriorul capacului este de 80—120°C.

Aceste măsurări au stat la baza corectării procesului tehnologic de recoacere.

CZ 666.763.2.041

Determinarea vitezei de înaintare a materialelor argiloase în cuptorul rotativ de șamotizare

Fiz. T. LICĂ, ing. T. DUMITRESCU, ing. A. CORNEANU
Institutul de cercetări metalurgice

De aproape zece ani, în țara noastră se fabrică șamotă în cuptorul rotativ. Cuptorul rotativ folosit pentru fabricarea șamotei este asemănător cuptorului utilizat pentru fabricarea cimentului. Materialele argiloase se introduc în cuptor, în contracurent cu gazele de ardere. Trecînd prin cuptor (fig. 1), materialele argiloase sînt supuse în primul rînd uscării, în zona de uscare, apoi preîncălzirii și calcinării, în zona de preîncălzire și de calcinare și apoi vitrificării, în zona de ardere, în care diametrul cuptorului este mai mare. Materialele argiloase vitrificate (șamota) sînt răcite prin stropire cu apă în răcitor (fig. 1 : *1* — pîlnia de alimentare ; *2* — zona normală a cuptorului ; *3* — zona lărgită a cuptorului ; *4* — arzătorul ; *5* — răcitorul ; *6* — inelele de rulare ; *7* — țeava de stropire a apei de răcire ; *8* — camera de praf ; *9* — coșul).

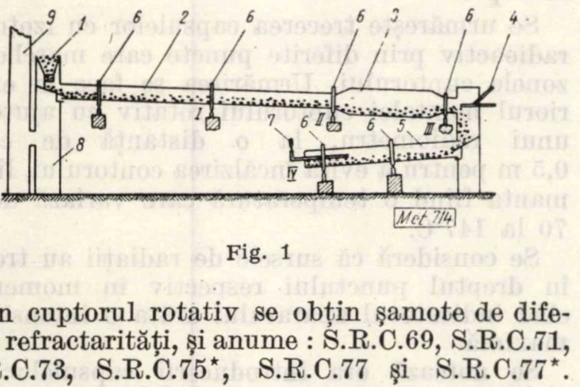


Fig. 1

În cuptorul rotativ se obțin șamote de diferite refractarități, și anume : S.R.C.69, S.R.C.71, S.R.C.73, S.R.C.75*, S.R.C.77 și S.R.C.77*.

Pentru a se fabrica aceste șamote, materialele argiloase sub formă de bulgări sau brichete trebuie arse la temperaturi cuprinse între 1 150 și 1 460°C. Regimul de ardere a șamotei depinde de temperatura realizată în zona lărgită și de timpul de trecere a materialelor prin cuptor, adică de viteza de înaintare.

Viteza de înaintare a materialelor în cuptoarele rotative se determină cu ajutorul unor cuptoare-model și prin calcul.

După Ghinsburg [9], viteza de înaintare a materialelor în cuptorul rotativ se calculează după relația :

$$V = \frac{60\pi \cdot D_i \cdot \omega \cdot I_n}{100}, \qquad (1)$$

în care :

V este viteza de înaintare a materialelor în cuptorul rotativ;
D_i — diametrul interior al cuptorului în zona considerată, m;
ω — viteza de rotație a cuptorului, rot/min;
I_n — înclinarea cuptorului, %.

Prin urmare viteza de înaintare a materialelor în cuptorul rotativ este direct proporțională cu diametrul interior, viteza de rotație și înclinarea cuptorului.

În afară de aceasta, în literatură [2] se arată că în cazul particulelor izolate, mișcarea lor în cuptorul rotativ variază cu densitatea aparentă, cu forma și starea fizică ; materialul ușor are tendința de a se dispersa de-a lungul cuptorului, mai mult ca cel greu, deci are o viteză de înaintare mai mică decît acesta. Viteza unui material pulverulent diferă de aceea a unui material granular.

Cu toate că o particulă nu face același drum, în diferitele căderi succesive se consideră că față de comportarea medie a tuturor particulelor, variația drumului particulelor separate nu are importanță, deoarece toate drumurile posibile sînt evident urmate constant de un număr de particule asemănătoare [3].

În mod practic se determină timpul de trecere a materialului prin diferite puncte ale cuptorului și apoi se calculează viteza în funcție de timp și distanța parcursă.

Consideraţii asupra metodelor de determinare a timpului de trecere a materialelor în cuptorul rotativ. Metode radiometrice

De cîţiva ani au început să se facă încercări pentru determinarea timpului de trecere a materialelor în cuptorul rotativ cu ajutorul metodelor radiometrice, şi anume : metoda marcării şi a activării.

Metoda marcării constă în marcarea materialului care se fabrică în cuptorul rotativ cu un radioizotop şi detectarea din exterior sau pe probe a momentului cînd materialul prezintă activitate maximă în punctul de măsurare (trece prin dreptul punctului).

Pentru marcare s-au utilizat izotopi β activi cu viaţă scurtă ca P^{32} sau izotopi γ activi, care emit radiaţii cu o energie mare, cu un timp de înjumătăţire de ordinul orelor, ca de exemplu : Na^{24}, La^{140} etc.

Izotopii radioactivi folosiţi au avut activităţi mari : 20 m Cu P^{32} pentru 10 l pastă ciment şi 200—400 m Cu Na^{24} sau La^{140}, pentru 10—20 kg ciment.

În cazul folosirii izotopilor β, momentul trecerii materialului prin punctele fixate s-a determinat măsurînd activitatea probelor luate, din timp în timp, din cuptor, prin ştuţuri speciale, făcute în acest scop în mantaua cuptorului. Această metodă s-a experimentat la cuptoarele rotative de fabricaţie a cimentului, aluminei şi bicromatului de sodiu. Alţi cercetători [7] au măsurat timpul de trecere a materialelor în cuptorul rotativ, cu ajutorul unei cantităţi din materialele arse în cuptor — activate în prealabil la reactor.

Metoda activării s-a aplicat la cuptoarele rotative pentru prăjirea lupelor de feronichel, cu o lungime de 3 şi 8 m, şi pentru reducerea minereului prin procedeul Renn, cu o lungime de 18 m.

Prin iradierea lupelor de feronichel la reactor se obţin izotopii γ activi cu viaţă lungă : Fe^{55}, Fe^{59}, Co^{60} şi Cr^{51}.

Activitatea totală a lupelor a fost de 2,4 mCu. Activitatea separată a lupelor a variat în raport cu greutatea de la 8,3 μCu pentru lupe de 0,026 g la 700 μCu pentru lupe de 2,181 g.

Contaminările radioactive sînt evitate pentru că lupele sînt rezistente la uzură, diluarea este mare şi evacuarea gazelor se face printr-un coş de 140 m înălţime.

Apreciind că aceste metode nu sînt potrivite pentru determinarea timpului de trecere a materialelor argiloase în cuptoarele rotative de şamotizare de la fabrica de şamotă Azuga, s-a cercetat, în cadrul laboratorului de izotopi radioactivi de la Institutul de cercetări metalurgice (ICEM), posibilitatea aplicării altor metode, şi anume : metoda cu surse închise de radiaţii nucleare şi metoda cu material refractar colorat.

Metodele radiometrice de determinare a timpului de trecere a materialelor în cuptorul rotativ descrise mai sus, şi în special metoda marcării, prezintă unele dezavantaje, şi anume :

— materialul marcat constituie o sursă deschisă de radiaţii nucleare care sînt răspîndite la ieşirea din cuptor în fazele următoare ale procesului tehnologic şi pot produce, prin inhalarea prafului, contaminări interne de scurtă durată ;

— izotopii radioactivi folosiţi pentru marcare, avînd un timp de înjumătăţire scurt, trebuie să fie transportaţi, de la reactor la locul de aplicaţie, cu mijloace de transport foarte rapide (avion, elicopter) ;

— nu este recomandabil a se executa prea multe încercări, sursele de radiaţii fiind deschise ;

— izotopii radioactivi nu se recuperează.

Pentru a înlătura aceste dezavantaje s-a conceput o metodă radiometrică nouă, *cu surse închise de radiaţii nucleare*. Această metodă constă în următoarele :

Se introduc în cuptorul rotativ capsule metalice, care conţin un izotop γ activ, ce emite radiaţii cu energie mare, are un timp de înjumătăţire suficient de lung şi se topeşte sau fierbe la o temperatură mai mare decît 1 400°C (Fe^{59}, Sb^{124}, Co^{70} etc.).

Materialul sau aliajul din care se prelucrează capsulele trebuie să reziste la temperatura de ardere a materialului în cuptor şi să nu reacţioneze cu el. Capsulele se fac în formă de cilindru şi cu un volum ales, în aşa fel încît densitatea aparentă a capsulei să fie egală cu densitatea aparentă a materialului care se arde în cuptor.

Se urmăreşte trecerea capsulelor cu izotopul radioactiv prin diferite puncte care marchează zonele cuptorului. Urmărirea se face în exteriorul mantalei cuptorului rotativ cu ajutorul unui radiometru, la o distanţă de circa 0,5 m pentru a evita încălzirea contorului, lîngă manta fiind o temperatură care variază de la 70 la 147°C.

Se consideră că sursele de radiaţii au trecut în dreptul punctului respectiv în momentul cînd indicatorul aparatului arăta o intensitate maximă.

Se notează ora introducerii capsulelor cu surse de radiaţii în cuptorul rotativ şi ora la care trec prin dreptul fiecărui punct de măsurare.

Capsulele cu surse de radiaţii se recuperează la ieşirea din agregat în felul următor : cu ajutorul radiometrului se semnalează apropierea surselor de radiaţii de ieşirea răcitorului. Din acest moment materialul se evacuează pe o platformă. Se identifică cu radiometrul fiecare sursă de radiaţii, şi cu un manipulator, cu mînere lungi, se introduce în conteiner.

Sursele de radiații se pot folosi la oricîte încercări este nevoie.

Se poate micșora timpul de experimentare, introducînd succesiv mai multe grupe de surse de radiații și avînd cîte un radiometru și cîte un operator la fiecare punct de măsurare.

Intervalul de lansare dintre sursele de radiații se alege în așa fel, încît să nu influențeze măsurările de la grupul de surse precedent (minimum 30 min).

Activitatea surselor de radiații se calculează ținînd seamă de : grosimea și natura materialelor din care este făcut peretele cuptorului rotativ, poziția medie probabilă a surselor de radiații în patul de material, energia radiațiilor γ emise de izotopul radioactiv folosit, distanța dintre contor și mantaua cuptorului, și de condiția ca intensitatea fasciculului de radiații transmis să fie de circa 3 ori mai mare decît fondul.

Această metodă are următoarele avantaje :

— protecția personalului contra radiațiilor este asigurată mai bine, lucrîndu-se cu activități relativ mici și nefiind posibilă o contaminare internă ;

— se pot face multe determinări într-un timp scurt ;

— sursele de radiații se pot folosi ori de cîte ori este nevoie ;

— transportarea sursei la locul de aplicație se face cu mijloace curente ;

— metoda este precisă, rapidă și permite determinarea vitezei de înaintare a materialului, atît pe zone, cît și de-a lungul întregului cuptor.

Pentru verificarea metodei radiometrice de determinare a timpului de trecere a materialelor de-a lungul întregului cuptor rotativ de șamotizare s-a conceput o metodă *cu material refractar colorat*. S-au întrebuințat produse refractare arse, colorate numai la suprafață, și mase refractare colorate. Colorarea s-a făcut în albastru, cu oxid de cobalt.

Produsele refractare arse s-au colorat prin glazurare. Pentru colorarea maselor refractare s-a aplicat rețeta : șamotă 42%, argilă refractară 29%, amestec colorant 29%.

Masele refractare colorate au fost în prealabil arse, la temperatura de ardere din cuptor, sub formă de brichete.

Experiențe. Experimentările s-au executat în cuptoarele rotative de șamotizare de la fabrica de șamotă Azuga. Aceste cuptoare rotative au o lungime de 50 m. Peretele cuptorului este format dintr-o tolă de oțel căptușită cu cărămidă refractară de șamotă. În zona lărgită, între căptușeala de material refractar și tola de oțel, se introduce un strat de material termoizolant.

Timpul de trecere a materialelor argiloase prin diferitele zone ale cuptorului rotativ s-a determinat la diferite viteze de rotație, celelalte elemente de care depinde viteza de înaintare, înclinarea și diametrele interioare în cele două zone (normală și lărgită), fiind constante.

Determinarea timpului de trecere a materialelor argiloase în cuptorul rotativ s-a făcut prin metoda cu material refractar colorat și metoda radiometrică cu surse închise de radiații nucleare.

Metoda cu material refractar colorat s-a aplicat întîi separat, pentru determinarea timpului de trecere a materialului de-a lungul întregului cuptor, și apoi simultan cu metoda radiometrică, pentru verificarea acesteia.

Ca material refractar colorat s-au utilizat bucăți de cărămizi refractare R.C.75 colorate prin glazurare cu oxid de cobalt, avînd o greutate de 550 și 770 g/buc.

La viteza de rotație a cuptorului rotativ nr. 1 (1,1 rot/min) bucățile de cărămidă refractară colorată au fost prinse pe banda de transport, care merge la siloz, la două ore după lansare, sosirea lor fiind aproape simultană.

La viteza de rotație a cuptorului rotativ nr. 2 (1,2 rot/min) s-a obținut, cu material refractar colorat, un timp de trecere a materialului prin agregat (cuptor + răcitor) de 2,5 h.

Metoda radiometrică cu surse închise de radiații s-a aplicat folosind ca surse de radiații Sb^{124} cu o activitate de 6,3 mCu și Co^{60} cu o activitate de 2,9 și 3,7 mCu.

Izotopii radioactivi s-au introdus în capsule de oțel de formă cilindrică, cu greutatea de 8 și 34 g/buc.

Capsulele s-au executat din oțel inoxidabil tip V2A și din oțel rapid aliat cu wolfram.

La fiecare viteză de rotație a cuptorului rotativ s-au făcut cîte 2 pînă la 4 încercări de determinare a timpului de trecere a materialelor argiloase pe zone și de-a lungul întregului agregat.

Pentru verificarea vitezei de înaintare a materialelor argiloase de-a lungul întregului agregat, sursele de radiații au fost introduse în cuptorul rotativ o dată cu materialul refractar colorat.

Determinarea timpului de trecere a materialelor pe zone s-a obținut măsurînd timpul de trecere a surselor de radiații prin anumite puncte considerate limite ale zonelor cuptorului rotativ.

Ulterior, pe baza determinării caracteristicilor șamotei în diferite puncte ale cuptorului rotativ, s-au precizat limitele zonelor tehnologice.

Avînd lungimea acestor zone și timpul de înaintare a materialelor argiloase, s-a putut calcula viteza de înaintare a materialelor prin zonele tehnologice.

Se menționează că, la data cînd s-au făcut experimentările, cuptorul nr. 2 nu avea o funcționare normală din punct de vedere tehnologic și mecanic, în această perioadă urmărindu-se punerea la punct a funcționării lui.

Prin măsurarea timpului de trecere a materialelor argiloase prin diferitele zone ale cuptorului rotativ şi prin răcitor cu ajutorul surselor de radiaţii nucleare închise s-au obţinut rezultatele arătate grafic în diagramele din figura 2. (1/1,7 se va citi 1/1,1).

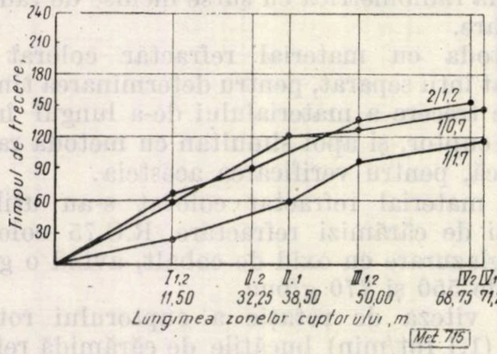


Fig. 2

Diagramele 1/0,7 şi 1/1,1 reprezintă timpul de trecere a materialelor argiloase în diferitele zone ale cuptorului rotativ de şamotizare nr. 1, pentru vitezele de rotaţie de 0,7 şi 1,1 rot/min.

Diagrama 2/1,2 arată variaţia timpului de trecere a materialelor argiloase în cuptorul rotativ de şamotizare nr. 2 la viteza de rotaţie de 1,2 rot/min.

Din cercetarea acestor diagrame rezultă următoarele:

— Timpul total de trecere a materialelor argiloase în cuptorul rotativ nr. 2, pentru viteza de rotaţie de 1,2 rot/min, se apropie de timpul de trecere a materialelor în cuptorul rotativ nr. 1, pentru viteza de rotaţie de 0,7 rot/min, şi este mai mare ca cel corespunzător vitezei de 1,1 rot/ min.

— În prima zonă (punctele O—I), timpul de trecere a materialelor în cuptorul nr. 2 la viteza de rotaţie de 1,2 rot/min este aproape egal cu timpul de trecere a materialelor în cuptorul rotativ nr. 1 la viteza de rotaţie de 0,7 rot/min şi mai mare decît timpul corespunzător vitezei de rotaţie de 1,1 rot/min a cuptorului nr. 1.

— Timpul de trecere a materialelor argiloase în zona de ardere (punctele II—III) este mai mare la cuptorul rotativ nr. 2, ceea ce este normal, deoarece la acest cuptor rotativ zona lărgită este mai lungă şi are diametrul mai mare.

Cunoscînd timpul de trecere a materialelor argiloase prin diferitele zone ale cuptoarelor rotative şi lungimea lor, s-au calculat vitezele de înaintare medii ale acestor materiale în zonele respective. Rezultatele obţinute s-au prezentat grafic în diagramele din figura 3.

Examinînd diagramele viteză-spaţiu ale materialelor argiloase în cuptoarele rotative de şamotizare nr. 1 şi nr. 2 se confirmă constatările de la diagramele timp-spaţiu.

Viteza de înaintare mică a materialelor argiloase în prima zonă a cuptorului rotativ nr. 2 la viteza de rotaţie de 12 rot/min se explică prin faptul că în această zonă căptuşeala cuptorului prezintă o serie de praguri.

Din studiul tehnologic al procesului de şamotizare [11] a rezultat că la cuptorul rotativ nr. 2 zona de uscare are o lungime de 11 m, zona de preîncălzire şi calcinare, 27 m, zona de vitrificare (şamotizare), 8 m şi aceea de răcire, 4 m.

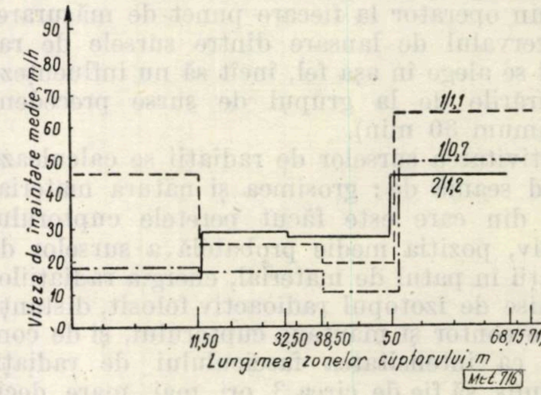


Fig. 3

Pe baza vitezelor medii de înaintare a materialelor argiloase între diferitele puncte de măsurare ale cuptorului rotativ s-a calculat timpul de retenţie a materialelor în fiecare zonă tehnologică.

Rezultatele obţinute sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Zona tehnologică	Uscare	Preîncălzire şi calcinare	Şamotizare	Răcire
Timpul de retenţie la viteza de rotaţie a cuptorului de 1,2 rot/min, min	36	65	18	9

Din tabela 1 rezultă că în timpul procesului de şamotizare, în cuptorul rotativ nr. 2, materialul argilos este menţinut cel mai mult în zona de preîncălzire şi calcinare şi parcurge zona de şamotizare într-un timp de circa trei ori mai mic decît cel din zona de preîncălzire şi calcinare.

Concluzii. Viteza de înaintare, respectiv timpul de trecere a materialelor argiloase în cuptoarele rotative de şamotizare, se poate determina, în condiţii mai bune de protecţie contra radiaţiilor, cu ajutorul metodei surselor închise de radiaţii nucleare, care a dat rezultate identice cu metoda materialului refractar colorat.

Metoda surselor închise de radiaţii nucleare permite deteminarea vitezei de înaintare a materialelor argiloase în cuptoarele rotative de şamotizare, atît pe zone, cît şi de-a lungul întregului cuptor, şi se poate aplica la orice cuptor rotativ.

Viteza de înaintare medie a materialelor argiloase în cuptorul rotativ nr. 2 este mai mică în prima zonă, fiindcă în această zonă căptuşeala refractară a cuptorului prezintă o serie de praguri.

Timpul total de trecere a materialelor argiloase, la viteze apropiate de rotaţie a cuptoarelor rotative de şamotizare nr. 1 şi nr. 2 (1,1 şi 1,2 rot/min), este mai lung la cuptorul nr. 2 şi este aproape egal la viteze de rotaţie diferite (0,7 rot/min şi 1,2 rot/min).

La cuptorul rotativ de şamotizare nr. 2 timpul de retenţie a materialelor argiloase este cel mai mare în zona tehnologică de preîncălzire şi calcinare. În zona tehnologică de şamotizare materialele argiloase sînt reţinute un timp de circa trei ori mai mic decît cel din zona de preîncălzire şi calcinare.

---

[1] *Costa, H.* şi *Patermann, K.* Cercetări asupra mişcării materialului şi formării prafului în cuptoarele rotative din industria cimentului cu ajutorul izotopilor radioactivi. În : Silikattechnik, nr. 4, 5, 7, 1949. [2] *Kwaech, L.* Neuartige Drehofeneinbauten. În : Zement-Kalk-Gips, nr. 4, 1952. [3] *Saeman, W. C.* Passage of solids through rotary kilns factors affecting time of passage. În : Pit and quarry, nr. 4, 1952. [4] *Bunuş, F., Fluture, C., Matyas, C., Covaliu, I.* şi *Sîrbu, I.* Stabilirea cu ajutorul izotopilor radioactivi a timpului de avansare a materialului în cuptoarele rotative de clincher. În : Revista construcţiilor şi materialelor de construcţii, nr. 14, 1960. [5] *Bunuş, F., Ioanid, G.* şi *Popescu, M.* Măsurări cu izotopi radioactivi în industria chimică. În : Revista de chimie, nr. 5, 1960. [6] *Literat, R., Meitert, S., Oncescu, M., Şerban, D., Covaliu, I., David, I.* şi *Tîrziu, S.* Determinarea cu ajutorul izotopilor radioactivi a vitezei şi nivelului de trecere a materialului printr-un cuptor de ciment tip Lepol, cu circulaţia simplă a gazelor de ardere. În : Tehnica nucleară, nr. 4, 1961. [7] *Lange, W.* şi *Kische, R.* Măsurarea vitezei de înaintare a materialului în cuptoarele cilindrice rotative cu ajutorul izotopilor radioactivi. În : Isotopentechnik, nr. 1, 1962. [8] *Akerman, K., Hoffmann, P.* şi *Zablotnî, V.* Issledovanie skorosti dvijenia materiala vo vraşainşiksîa peciah. Varşovia, 1962. [9] *Ghinsburg, D., Gotovschi, A., Grissik, A., Zimin, V., Kuziak, V., Murzakov, V., Rutman, Z., Hodosov, E.* şi *Sciukin, A.* Calcule termotehnice ale instalaţiilor din industria silicaţilor. Bucureşti, Editura tehnică, 1958. [10] *Budnikov, P. P., Berejnoi, A. S., Bulavin, I. A., Grissik, B. M., Kukolev, V. G.* şi *Poluborianov, D. N.* Tehnologhia keramiki i ogneuporov. Moscova, Gosudarstvennoe izdatelistvo literaturî po stroitelinîm materialam, 1955. [11] *Szabo, A., Petri, L., Deică, N., Ionescu, N., Vezeanu, P., Negulici, M., Dumitrescu, T.* şi *Lică, T.* Determinarea parametrilor tehnologici pentru şamotizarea argilelor în cuptorul rotativ nr. 2 de la fabrica de şamotă Azuga. Studiu intern ICEM, Bucureşti, 1962. [12] *Avram, C.* şi *Krammer, Gh.* Elaborarea ferowolframului din concentrate indigene. Studiu intern ICEM, Bucureşti, 1962.

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

CZ 621.771–4.252–71 : 669.14

Calculul instalaţiilor de răcire a colacilor de sîrmă laminată din oţel

Ing. A. MATEIU

După terminarea laminării la cald, metalul conţine încă o apreciabilă cantitate de căldură care trebuie îndepărtată întrucît nu mai este utilă. Pentru răcirea laminatelor se utilizează diferite instalaţii, ca : paturi de răcire, gropi de răcire lentă sau dirijată, cuptoare sau, în cazul colacilor de sîrmă, transportoare cu cîrlige.

Pierderea de căldură a metalului incandescent are loc în special prin radiaţie. După ce temperatura scade, ajungînd în jurul a 600°C, cedarea de căldură prin convecţie devine relativ importantă. Pierderea de căldură prin conductivitate are un rol redus.

După cum se ştie, cedarea de căldură prin radiaţie este determinată de legea lui Stefan-Boltzmann. În conformitate cu această lege, puterea emisivă E_N a unui corp negru, aflat la temperatura absolută T, este direct proporţională cu puterea a patra a acestei temperaturi : $E_N = C_N \left(\frac{T}{100}\right)^4$ (kcal/m²h), unde C_N este constanta de radiaţie a corpului negru, a cărei valoare numerică este cuprinsă între 4,88 şi 5,20. Pentru calculele tehnice este suficientă aproximaţia : $C_N = 5{,}0$ (kcal/m²h °K⁴).

Legea lui Stefan-Boltzmann este aplicabilă şi corpurilor cenuşii, acestea fiind corpuri care absorb numai parţial, dar în egală măsură, toate radiaţiile. Oţelul, ca de altfel multe materiale utilizate în tehnică, poate fi considerat drept un corp cenuşiu.

Puterea emisivă a corpului cenuşiu este dată de relaţia : $E_C = A_C C_C \left(\frac{T}{100}\right)^4$ (kcal/m²h), în care A_C este aşa-numitul coeficient de absorbţie. Pentru oţelul laminat, valoarea acestui coeficient este de 0,8 — 0,9. Adoptînd valoarea medie de 0,85, rezultă că puterea emisivă a laminatelor de oţel este $E = 4{,}25 \left(\frac{T}{100}\right)^4$ (kcal/m²h).

Căldura radiată de un corp de oţel avînd aria suprafeţei radiante de A m² şi temperatura absolută T, într-un mediu ambiant cu temperatura T_a, va fi : $q = 4{,}25\,A\left[\left(\frac{T}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_a}{100}\right)^4\right]$ (kcal/h).

În cazul răcirii, temperatura T nu rămîne constantă, ci scade pe măsură ce corpul cedează căldură mediului ambiant. Se presupune că mediul ambiant este suficient de vast pentru ca temperatura sa, T_a, să rămînă, practic, constantă.

Dacă la un moment dat, în cursul răcirii prin radiație, temperatura metalului este T, atunci cantitatea de căldură cedată în intervalul de timp dt va fi :

$$\mathrm{d}Q = q\,\mathrm{d}t = 4{,}25\,A\left[\left(\frac{T}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_a}{100}\right)^4\right]\mathrm{d}t.$$

Cedînd cantitatea de căldură de mai sus, temperatura metalului variază cu $-\,\mathrm{d}T$. Cantitatea de căldură poate fi deci exprimată și prin relația $\mathrm{d}Q = -\,c\,G\,\mathrm{d}T$, unde c este căldura specifică a corpului, iar G, greutatea lui. Din egalitatea celor două expresii rezultă :

$$\mathrm{d}t = \frac{eGdT}{4{,}25\,A\left[\left(\frac{T}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_a}{100}\right)^4\right]}.$$

Integrînd relația de mai sus, se obține, pentru răcirea unei bare de oțel prin radiație de la temperatura T_1 la temperatura T_2, temperatura mediului ambiant fiind constantă, următorul timp exprimat în ore :

$$t = \frac{10^8 C}{8{,}5\,T_a^3}\,\frac{G}{A}\left[\frac{1}{2}\ln\frac{(T_1 - T_a)(T_2 + T_a)}{(T_1 + T_a)(T_2 - T_a)} + \right.$$

$$\left. + \operatorname{arc\,tg}\frac{T_2 - T_1}{T_a + \frac{T_1 T_2}{T_a}}\right].$$

Formula este complicată, deci greu de folosit, însă poate fi simplificată dacă în expresia diferențialei timpului de răcire se neglijează termenul $(T_a/100)^4$, ca fiind mic față de $(T/100)^4$.

Aproximația pare destul de arbitrară, deoarece $T_a^4 \ll T^4$ numai pentru valorile mari ale lui T. Pe măsură ce corpul se răcește, ordinele de mărime a celor două puteri se apropie. Totuși, din punct de vedere practic, aproximația este justificată, deoarece nu numai că simplifică calculele, dar se și apropie în suficientă măsură de realitate. Într-adevăr, la deducerea formulei exacte se are în vedere numai pierderea de căldură prin radiație, neglijîndu-se pierderile prin convecție, care devin importante la temperaturile mai joase. Formula aproximativă obținută prin neglijarea termenului $\left(\frac{T_a}{100}\right)^4$ va da valori mai mici pentru timpul de răcire, deci valori mai apropiate de timpul real, totuși sensibil mai mari decît aceasta, după cum se va vedea mai departe. Se poate scrie deci :

$$\mathrm{d}t = \frac{cGdT}{4{,}25A\left(\frac{T}{100}\right)^4},$$

de unde prin integrare, se obține :

$$t = \frac{c}{127{,}5}\,\frac{G}{A}\left[\left(\frac{1\,000}{T_2}\right)^3 - \left(\frac{1\,000}{T_1}\right)^3\right] \text{ (ore)},$$

unde T_1 și T_2 sînt temperaturile inițială, respectiv finală, ale oțelului supus răcirii.

Căldura specifică a oțelului, c, care intervine în formula de mai sus, nu este constantă, ci depinde de intervalul de temperatură. Totuși, pentru calculele aproximative se poate considera $c = 0{,}17$ (kcal/kg °C).

Întrucît nu ține seamă de pierderea de căldură prin convecție, formula dă valori prea mari pentru timpul de răcire. Din comparația cu datele obținute prin măsurări rezultă că valorile date de formulă sînt de circa două ori mai mari decît cele reale.

Ținînd seamă de cele de mai sus, se poate scrie formula sub forma simplificată

$$t = \frac{G}{A}\,X_{1,2},\ \text{min}$$

unde

$$X_{1,2} = \frac{60.0{,}17}{2.127{,}5}\left[\left(\frac{1\,000}{T_2}\right)^3 - \left(\frac{1\,000}{T_1}\right)^3\right].$$

În tabela 1 s-au calculat valorile factorului $X_{1,2}$ pentru diferite intervale de temperatură, date în °C.

În locul raportului G/A se poate utiliza raportul ariei secțiunii laminatului față de perimetrul secțiunii, ținînd seamă de relația :

$$\frac{G}{A} = \gamma\,\frac{S}{P}.$$

S-a notat cu G greutatea în kg, cu A aria suprafeței radiante în m², cu γ greutatea specifică în kg/dm³, cu S secțiunea în mm², iar cu P perimetrul în mm.

În acest caz, formula devine :

$$t = \frac{S}{P}\,X'_{1,2},\ \text{min},$$

unde :

$$X'_{1,2} = \frac{7{,}85.60.0{,}17}{2.127{,}5}\left[\left(\frac{1\,000}{T_2}\right)^3 - \left(\frac{1\,000}{T_1}\right)^3\right].$$

În tabela 2 s-au calculat valorile factorului $X'_{1,2}$.

Tabela 1

T_1 \ T_2	0°	100°	200°	300°	400°	500°	600°	700°	800°	900°	1 000°	1100°
100°	1,195											
200°	1,588	0,393										
300°	1,753	0,558	0,165									
400°	1,834	0,639	0,246	0,081								
500°	1,879	0,684	0,291	0,126	0,045							
600°	1,905	0,710	0,317	0,152	0,071	0,026						
700°	1,922	0,727	0,334	0,169	0,088	0,043	0,017					
800°	1,933	0,738	0,345	0,180	0,099	0,054	0,028	0,011				
900°	1,941	0,746	0,353	0,188	0,107	0,062	0,036	0,019	0,008			
1 000°	1,946	0,751	0,358	0,193	0,112	0,067	0,041	0,024	0,013	0,005		
1 100°	1,950	0,755	0,362	0,197	0,116	0,071	0,045	0,028	0,017	0,009	0,004	
1 200°	1,953	0,758	0,365	0,200	0,119	0,074	0,048	0,031	0,020	0,012	0,007	0,003

Tabela 2

T_1 \ T_2	0°	100°	200°	300°	400°	500°	600°	700°	800°	900°	1 000°	1 100°
100°	9,384											
200°	12,469	3,085										
300°	13,767	4,383	1,298									
400°	14,406	5,022	1,937	0,639								
500°	14,756	5,372	2,287	0,989	0,350							
600°	14,964	5,580	2,495	1,197	0,558	0,208						
700°	15,095	5,711	2,626	1,328	0,689	0,339	0,131					
800°	15,182	5,798	2,713	1,415	0,776	0,426	0,218	0,087				
900°	15,242	5,858	2,773	1,475	0,836	0,486	0,278	0,147	0,060			
1 000°	15,284	5,900	2,815	1,517	0,878	0,528	0,320	0,189	0,102	0,042		
1 100°	15,315	5,931	2,846	1,548	0,909	0,559	0,351	0,220	0,133	0,073	0,031	
1 200°	15,338	5,954	2,869	1,571	0,932	0,582	0,374	0,243	0,156	0,096	0,054	0,023

În cazul colacilor de sîrmă trebuie avut în vedere că nu tot volumul colacului este ocupat de metal. În formula timpului de răcire va interveni deci un coeficient de umplere, care reprezintă raportul dintre greutatea colacului şi greutatea unui volum egal compact de oţel. Notînd acest coeficient cu k, formula devine: $t = \frac{S}{P} k X'_{1,2}$, min. Valoarea coeficientului k este în medie 0,2.

Noua linie continuă de sîrmă de la Combinatul siderurgic Hunedoara produce colaci cu diametrul exterior de 1 250 mm şi diametrul interior de 850 mm.

Notînd cu G, în kg, greutatea colacului şi luînd $k = 0{,}2$ se poate scrie: $G = 0{,}2 . 2 . h . \pi . 10{,}5 . 7{,}85$, de unde rezută că înălţimea colacului va fi: $h \cong \frac{G}{100}$, dm $= G$, mm.

Este deci valabilă regula simplă că înălţimea colacului, în mm, este egală numeric cu greutatea lui, în kg. Greutatea colacilor produşi la Hunedoara fiind de 450 kg/buc., rezultă că înălţimea lor va fi de circa 450 mm. Prin instalarea, în faţa vîrtelniţelor, a unor foarfece rotative pentru tăierea în flux a sîrmei, se vor

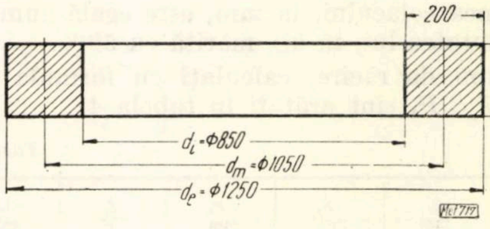


Fig. 1.

obţine şi colaci mai uşori, avînd însă acelaşi diametru interior şi exterior.

Timpul de răcire este unul dintre factorii determinanţi în stabilirea parametrilor instalaţiei de răcire a colacilor. Pentru intervalul de la 900 la 100°C, formula timpului de răcire devine :

$$t = \frac{S}{P}\, kX'_{1,2} = \frac{S}{P} \cdot 0{,}2 \cdot 5{,}858 \cong 1{,}17\, \frac{S}{P} \cdot$$

Cu formula de mai sus s-au calculat, în tabela 3, timpii de răcire pentru colaci de sîrmă cu diametrul de 1 250/850 mm de diferite greutăţi.

Tabela 3

G, kg	h, mm	S, mm²	P, mm	$\frac{S}{P}$	T, min
100	100	20 000	600	33,3	39
150	150	30 000	700	42,9	50
200	200	40 000	800	50,0	58,5
250	250	50 000	900	55,5	65
300	300	60 000	1 000	60,0	70
350	350	70 000	1 100	63,6	74,5
400	400	80 000	1 200	66,7	78
450	450	90 000	1 300	69,2	81
500	500	100 000	1 400	71,5	83,5

O altă dimensiune uzuală de colaci este cu diametrul de 950/600 mm.

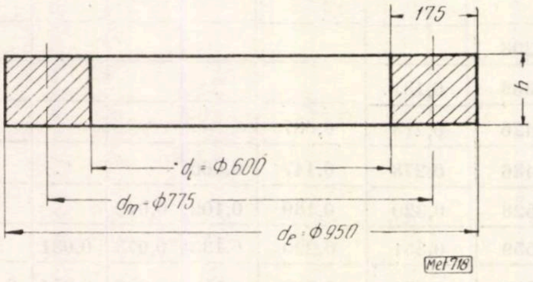


Fig. 2.

În acest caz avem : $G = 0{,}2 . 1{,}75 . \mathrm{h} . \pi . 7{,}75 . 7{,}85 = 67\, \mathrm{h}$, de unde rezultă că înălţimea colacului va fi : $h = \frac{G}{67}$, dm $= 1{,}5\ G$, mm, adică înălţimea colacului, în mm, este egală numeric cu greutatea lui, în kg, mărită cu 50%.

Timpii de răcire, calculaţi cu formula $t = 1{,}17\ S/P$, sînt arătaţi în tabela 4.

Tabela 4

G, kg	h, mm	S, mm²	P, mm	$\frac{S}{P}$	t, min
100	150	26 250	650	40,5	47,3
150	225	39 375	800	49,4	57,6
200	300	52 500	950	55,2	64,5
250	375	65 625	1 100	59,6	69,7
300	450	78 750	1 250	62	72,5
350	525	91 875	1 400	65	76
400	600	105 000	1 550	67,5	79

Formula dă valori care concordă satisfăcător cu datele măsurate, după cum reiese din tabela 5.

Tabela 5

G, kg	Timpul de răcire, de la 900° la 100°C, în min			
	colaci Ø 1 250/850 mm		colaci Ø 950/600 mm	
	calculat	măsurat	calculat	măsurat
100	39	39,5	47,3	49,5
150	50	49*	57,6	57,8*
200	58,5	58,5	64,5	66
250	65	64,7*	69,7	70,9*
300	70	70,8	72,5	75,8
350	74,5	74,1*	76	78*
400	78	77,3	79	80,2
450	81	80*	—	—
500	83,5	82,7	—	—

Valorile măsurate reprezintă media unui mare număr de măsurări şi sînt luate din revista Draht, nr. 1, 1958. Valorile măsurate, însemnate cu asterisc, reprezintă interpolări.

Răcirea colacilor se face pe transportoare cu lanţuri, cu plăci şi cu cîrlige. Acesta din urmă preia colacii de pe transportorul cu plăci şi îi transportă suspendaţi pînă la staţia de descărcare. Instalaţia de transport de la noua linie de sîrmă de la Combinatul siderurgic Hunedoara are o lungime de 630 m, din care 50 m transportoarele cu lanţuri şi plăci, şi 580 m transportorul cu cîrlige. Distanţa dintre două cîrlige consecutive este de 1,8 m.

Cîrligele sînt construite din ţeavă îndoită, prinsă de un cărucior. Căruciorul este format dintr-o rolă pe al cărei ax este fixată o placă avînd în partea inferioară acelaşi contur cu şina de rulare, pentru a constitui, împreună cu rola, un ghidaj. De această placă este prins cablul de tracţiune. Acesta este un cablu fără fine, care trece peste roţile staţiei de antrenare şi peste cele ale staţiei de întoarcere.

Notînd cu A_p producţia specifică practică a liniei de sîrmă în t/h, şi cu G greutatea unui colac în t, rezultă că numărul de colaci produşi orar va fi de : $\frac{A_p}{G}$ bucăţi/h.

Viteza minimă de transport al colacilor este determinată de condiţia ca pe fiecare cîrlig al transportorului să fie încărcat cîte un colac. În acest caz, pentru fiecare colac transportorul trebuie să se deplaseze cu distanţa s dintre două cîrlige consecutive. Exprimînd acest interval în metri, rezută că transportorul va parcurge, într-o oră, o distanţă de $\frac{A_p s}{G}$, m ; viteza transportorului este deci dată de relaţia $v = \frac{A_p s}{3\,600\, G}$ m/s, iar lungimea de transport de relaţia $L = 60 v_t$, m, în care t este timpul de răcire, în minute.

În cazul laminorului de la Combinatul siderurgic Hunedoara $s = 1{,}8$ m, $G = 0{,}45$ t.

Timpul de răcire, conform formulei stabilite, va fi $t = \sim 80$ min.

În tabela 6 s-au calculat, pentru întreg sortimentul, vitezele și lungimile de transport necesare.

Tabela 6

Diametrul sîrmei, mm	Viteza de laminare, m/s	Producția specifică (2 fire), t/h	Viteza de transport necesară, m/s	Lungimea de transport necesară, m
5	30	27,6	0,031	149
5,5	28	31,0	0,034	163
6	26	34,6	0,038	182
7	22	39,8	0,044	210
8	20	47,0	0,052	250
9	18,5	55,3	0,061	293
10	15,5	57,0	0,063	302
12	11,5	61,0	0,067	322
14	11	80,0	0,089	426
16	9	80,0	0,089	426

Lungimea efectivă a instalației de transport este de 630 m, deci permite mărirea vitezei de transport. În acest caz nu fiecare cîrlig este încărcat.

În tabela 7 se arată vitezele de transport și modul de încărcare a cîrligelor, în cazul utilizării cît mai complete a lungimii transportorului.

Tabela 7

Diametrul sîrmei, mm	Viteza de transport, m/s	Lungimea de transport necesară, m	Încărcarea cîrligelor x = cîrlig încărcat — = cîrlig gol					
			1	2	3	4	5	6
5	0,124	596	×	—	—	—	×	—
5,5	0,136	650	×	—	—	—	×	—
6	0,114	547	×	—	—	×	—	—
7	0,132	634	×	—	—	×	—	—
8	0,104	500	×	—	×	—	×	—
9	0,122	585	×	—	×	—	×	—
10	0,126	605	×	—	×	—	×	—
12	0,134	642	×	—	×	—	×	—
14	0,089	426	×	×	×	×	×	×
16	0,089	426	×	×	×	×	×	×

Viteza transportorului este reglabilă pînă la 0,3 m/s. Pentru a se asigura sincronizarea cu vitezele transportoarelor cu lanțuri și cu plăci, toate aceste utilaje au o acționare comună.

După cum rezultă din tabela 7, viteza maximă necesară este de 0,136 m/s.

Întrucît în timpul transportului în poziția verticală colacii se pot ovaliza dacă temperatura lor depășește 550°C, este important ca lungimea transportoarelor cu lanțuri și plăci să fie suficient de mare pentru ca în timpul transportului în poziția orizontală temperatura colacilor să scadă sub valoarea arătată, adică sub 550°C.

La linia de sîrmă de la Combinatul siderurgic Hunedoara, această lungime este de 50 m. Durata minimă a transportului va fi deci :

$$t = \frac{50}{60 \cdot 0{,}136} = 6{,}1 \text{ min.}$$

Din formula stabilită pentru timpul de răcire :

$$t = \frac{0{,}2 \cdot 7{,}85 \cdot 60.0 \cdot 17}{2 \cdot 127{,}5} \cdot \frac{S}{P} \left[\left(\frac{1\,000}{T_2} \right)^3 - \left(\frac{1\,000}{T_1} \right)^3 \right],$$

cu valorile $t = 6{,}1$ min, $P = 1\,300$ mm, $S = 90\,000$ mm², $T_1 = 900°C = 1\,173°K$, rezultă $T_2 = 517°C$.

Nu există deci pericolul ovalizării, deoarece deformarea poate avea loc numai dacă temperatura colacilor depășește 550°C.

Formulele și tabelele cuprinse în acest articol pot servi atît la dimensionarea instalațiilor de răcire a colacilor de sîrmă laminată din oțel, cît și la exploatarea în condiții optime a instalațiilor în funcțiune.

[1] *Țelikov, A. I.* Instalații de laminoare. București, Ed. tehnică, 1952. [2] Draht, nr. 1, 1958.

Despre unele utilizări ale razelor X în studiul microstructurii oţelurilor

După cum se ştie, imaginea de difracţie în raze X a unei substanţe oarecare se datorește interacţiunii fasciculului de raze X cu electronii atomilor substanţei. Deoarece nu există substanţe care să aibă aceeaşi structură cristalină, rezultă că acestea prezintă imagini de difracţie diferite; fiecare substanţă are un anumit număr, o anumită distribuţie şi intensitate a liniilor de difracţie. Dacă mai multe substanţe sînt amestecate mecanic — fără a forma combinaţii între ele — röntgenograma amestecului apare ca suma unei serii de röntgenograme care s-ar obţine de la fiecare substanţă în parte, pe rînd. Evident că este posibil ca unele linii să se suprapună pe röntgenograma amestecului. În acest caz, este necesar să se găsească alte linii după care să se facă identificarea substanţei. Pentru această identificare sînt necesare cel puţin trei linii. Identificarea fazelor prin difracţie în raze X este posibilă chiar în cazul cînd formula chimică este aceeaşi, însă structura cristalină diferă; de exemplu, SiO_2 are şase forme cristaline, TiO_2 — trei, fierul — două etc.

Cantitatea minimă de substanţă care pote fi pusă în evidenţă într-un amestec — sensibilitatea metodei — variază în limite largi: de la zecimi de procent pînă la cîteva procente de greutate. De exemplu, într-un amestec de wolfram cu carburile sale, liniile acestuia apar la conţinuturi de 0,3—0,5%, iar cele ale carburilor, la circa 0,1—0,2%; cementita şi austenita remanentă din oţel pot fi observate de la 5% în sus. Sensibilitatea metodei röntgenografice de analiză structurală este condiţionată de o serie de factori care depind de materialul studiat. Astfel, cu cît este mai mare capacitatea de difuzie şi mai mic coeficientul de absorbţie al materialului studiat, cu atît este mai mic conţinutul care poate fi pus în evidenţă. De asemenea, cînd simetria reţelei cristaline este mai înaltă, cum este cazul reţelelor cubice, numărul actelor de interferenţă care au loc pe un anumit plan — factorul de repetare — este mai mare, imaginea are linii intense şi puţine, ceea ce permite detectarea unor cantităţi mici de substanţă. La substanţele care cristalizează în sisteme mai complicate, factorul de repetare este mai mic, energia totală a radiaţiei se împarte pe linii mai multe, deci mai puţin intense, astfel încît cantitatea minimă ce poate fi observată creşte. În sfîrşit, pentru a obţine sensibilitatea maximă, este necesar ca dimensiunile cristalelor substanţei să se afle între 10^{-5} şi 10^{-3} cm; în caz contrar, liniile vor fi difuze, iar la cantităţi mici de substanţă vor avea intensitate slabă şi se vor confunda cu fondul.

Principalele erori în analiza cantitativă a fazelor cu ajutorul razelor X se pot grupa în erori experimentale şi de interpretare. Erorile experimentale se referă la alegerea radiaţiei şi la pregătirea probelor. Stabilirea radiaţiei de lucru (a lungimii de undă λ) se face pe baza legii lui Bragg:

$$2\,d \sin\theta = n\lambda,$$

unde:

d este distanţa dintre planele reticulare ale cristalului; θ — unghiul de reflexie; n — ordinul reflexiei.

Din punctul de vedere al preciziei măsurării distanţei dintre linii — care este direct proporţională cu θ — este avantajos să se folosească λ mari. În schimb, ţinînd seamă de faptul că amestecul trebuie să fie cît mai omogen în ceea ce priveşte coeficienţii de absorbţie ai componenţilor săi şi că diferenţele dintre valorile acestor coeficienţi cresc cu λ, rezultă că trebuie utilizate λ mici. În general, se recomandă ca materialul anodei tubului de raze X să coincidă cu materialul studiat.

Pregătirea probelor trebuie să fie cît mai exactă deoarece, în caz contrar, se pot introduce erori în interpretarea rezultatelor. Astfel, pe lîngă erorile care se fac în fotometrarea röntgenogramelor, este posibil să apară abateri de la ipoteza că intensitatea liniilor este proporţională cu concentraţia fazei în amestec. Aceste abateri pot apărea din următoarele cauze: neomogenitatea amestecului atît din punct de vedere al repartizării uniforme a componenţilor, cît şi al valorilor coeficienţilor de absorbţie ai substanţelor care formează amestecul; existenţa unor diferenţe între dimensiunile grăunţilor (cu cît grăunţii sînt mai mari cu atît absorbţia este mai puternică) şi a prezenţei tensiunilor de ordinul II (microtensiuni) care provoacă lăţirea liniilor situate la unghiuri mari.

În general, metoda röntgenstructurală nu este mai sensibilă decît cea metalografică în ceea ce priveşte detectarea fazelor care coexistă în cantităţi mici într-un amestec. Ea are însă o serie de avantaje: poate stabili natura şi structura fazei studiate, necesită cantităţi mici de material (2—5 g) şi poate fi utilizată fără etaloane etc.

Stabilirea tipului soluţiei solide. Este cunoscut că soluţiile solide pot fi de substituţie, de scoatere şi de interstiţie. Stabilirea tipului soluţiei solide se face prin determinarea dimensiunilor celulei elementare. Cunoscînd densitatea soluţiei solide, se calculează numărul total n de atomi din celula elementară. Dacă n este egal cu numărul normal n_0 de atomi în reţeaua dată, soluţia este de substituţie, dacă n este mai mare decît n_0, soluţia este de tip interstiţial, iar cînd n este mai mic decît n_0 soluţia este de scoatere. Pentru reţeaua cubică cu volum centrat şi hexagonal compactă $n_0 = 2$, la celula cubică cu feţe centrate $n_0 = 4$ etc. Numărul atomilor în celula elementară este:

$$n = \frac{\rho}{A_m \cdot m_H} V,$$

în care: ρ este densitatea; V — volumul celulei elementare, kx^3; m_H — masa atomului de hidrogen; A_m — greutatea atomică medie a soluţiei.

Pentru soluţia solidă a azotului în fier α, la temperatura camerei, $a = 2{,}877$ kx; $\rho = 7{,}88$ g/cm^3; $A_N = 14{,}008$; $A_{Fe} = 55{,}84$, rezultă că $n = 2{,}038$. Cum $n > n_0$ ($n_0 = 2$) reiese că soluţia solidă a azotului în fier α este de tip interstiţial.

Determinarea conţinutului de carbon din soluţia solidă. La oţelurile călite este interesant să se ştie cît carbon s-a dizolvat în martensită şi în austenita reziduală. De exemplu, după călirea unui oţel cu 1,2% C s-a obţinut în martensită circa 0,6% C. Evident că restul de carbon nedizolvat se află sub formă de cementită Fe_3C. În acest caz, fie temperatura de călire, fie menţinerea la această temperatură sau amîndoi aceşti parametri sînt insuficienţi pentru dizolvarea totală a carburilor. Urmărind modificarea compoziţiei martensitei în privinţa conţinutului de carbon în funcţie de parametrii de călire se poate stabili procesul de dizolvare a carburilor şi se poate alege astfel regimul optim de călire. Analiza röntgenografică a conţinutului de carbon dizolvat în martensită şi austenită se face avînd în vedere faptul că dimensiunile celulei elementare a soluţiei solide depind de cantitatea de element dizolvat în ea (la oţel, conţinutul de carbon dizolvat în fier α).

După cum au arătat G. V. Kurdiumov şi colaboratorii [4], perioadele reţelei martensitei depind de conţinutul de carbon dizolvat în martensită, astfel: $a = a_0 - 0{,}015\,p$, $c = a_0 + 0{,}118\,p$, $\frac{c}{a} = 1 + 0{,}0467\,p$, unde: a_0 este perioada reţelei fierului σ pur, 2,861 Å; c — perioada reţelei martensitei, Å; $\frac{c}{a}$ gradul de tetragonalitate;

p — conţinutul de carbon în soluţie, în procente de greutate.

Pentru austenită, relaţia este: $a = a_0 + 0{,}033\,p$, în care: a_0 este perioada reţelei fierului γ pur; la temperatură normală, 3,564 Å.

De reţinut că aceste relaţii sînt corecte numai pentru oţeluri carbon. La oţeluri aliate, modificarea perioadelor poate avea loc atît datorită carbonului dizolvat, cît şi elementelor de aliere. De pildă, după Ia. E. Sanciuc [4], la oţelul cu crom $H_{12}F_1$, perioadele reţelei martensitei sînt : $a = a_0 - 0{,}015\,p + 0{,}0005\,r$; $c = a_0 + 0{,}118\,p + 0{,}0005\,r$, r fiind conţinutul de crom în soluţie, în procente de greutate.

Determinarea conţinutului de carbon în soluţia solidă se face simplu cînd acesta depăşeşte 0,6%. În acest caz liniile feritei se dedublează — apar dubleţi. Cu cît distanţa dintre liniile dubleţilor este mai mare, cu atît este mai ridicat conţinutul de carbon dizolvat. La oţelurile care nu conţin austenită reziduală, calculul se face de obicei după lărgimea dubletului [(110)] — [(101) (011)]. În prezenţa austenitei remanente carbonul se calculează după liniile dubletului [(112)] — [(211) (121)], deoarece linia [(111)] a austenitei se află foarte aproape de dubletul [(110)] — [(101) (011)] şi-i influenţează lărgimea. Conţinutul de carbon din soluţia solidă se poate afla şi cînd este mai mic decît 0,6%, însă, în acest caz, măsurîndu-se numai lărgimea unei singure linii, deoarece dubletul nu a apărut, precizia scade.

Trebuie subliniat faptul că determinarea conţinutului de carbon din martensită se poate face atît pe pulbere, cît şi pe probe compacte. Pentru a obţine pulbere de martensită, proba călită este supusă unei dizolvări anodice în urma căreia se obţine martensită separată care nu mai conţine tensiuni de ordinul II ce apar în proba compactă şi fac ca liniile să fie discontinue şi difuze. Se recomandă ca, după separarea anodică a pulberii de martensită, aceasta să fie supusă unei purificări chimice sau magnetice, pentru a evita apariţia pe film a liniilor provenite de la produsele secundare ale dizolvării. Cînd se lucrează pe şlifuri, este necesar ca lustruirea acestora să se facă astfel încît să nu se încălzească deoarece, prin aceasta, se poate provoca descompunerea martensitei.

Determinarea conţinutului de carbon din martensită se face nu numai la oţeluri călite, ci şi la oţeluri cementate, în scopul cunoaşterii atît a conţinutului de carbon, cît şi a adîncimii stratului cementat. Este foarte important, pentru practică, să se cunoască conţinutul de carbon în zona superficială a stratului cementat, deoarece tenacitatea şi rezistenţa la uzură a pieselor cementate sînt determinate de concentraţia de carbon pe suprafaţă.

Metoda röntgenografică este superioară metodei chimice, deoarece aceasta din urmă poate stabili numai conţinutul mediu de carbon în stratul de grosime dată şi, în plus, este distructivă. Avantajul metodei röntgenografice constă în faptul că permite cunoaşterea conţinutului de carbon atît pe suprafaţa stratului cementat, cît şi la oarecare distanţă de suprafaţă, prin îndepărtarea succesivă a unor straturi de 0,01 mm grosime — atît cît participă la reflexia razelor X. Precizia acestei metode poate atinge 0,05%. Se atrage atenţia asupra faptului că prin metoda röntgenografică se poate determina numai cantitatea de carbon care se află în soluţia solidă. Dacă în procesul cementării se formează carburi care apar în structură după călire, această metodă nu permite aflarea conţinutului de carbon legat în carburi.

Analiza carburilor. Un rol foarte important în formarea proprietăţilor oţelului în cursul tratamentului termic îl au carburile.

Analiza carburilor îşi propune să stabilească compoziţia carburilor în funcţie de aceea a oţelului, de temperatura de călire şi revenire, dimensiunile şi structura carburilor în funcţie de parametrii amintiţi. Astfel, la oţelul $H_{12}F_1$, prin mărirea temperaturii de călire de la 950 la 1 200°C, cantitatea de carburi Cr_7C_3 scade. În funcţie de temperatura de călire, se pot afla în soluţia solidă diferite cantităţi de elemente de aliere.

Compoziţia carburilor formate la diferite temperaturi de revenire ale oţelurilor de construcţie este variabilă : la temperaturi joase şi medii carburile conţin elemente de aliere mai puţine decît la temperaturi mai înalte. Cînd durata revenirii la o temperatură dată creşte, şi cantitatea de elemente de aliere se măreşte. Studiul proceselor de revenire în oţelul cu crom (C = 0,70%, Cr = 8,36%) a arătat că sub 500—550°C se formează numai $(Fe, Cr)_3C$. La ridicarea temperaturii de revenire, carbura $(Fe, Cr)_3C$ dispare şi se formează $(Fe, Cr)_7C_3$. În oţelul cu 0,70% C şi 18,38% Cr, la revenire, în general, nu se formează $(Fe, Cr)_3C$; carbura $(Fe, Cr)_7C_3$ apare numai la revenire pînă la 600°C, iar la temperaturi mult mai înalte există numai carbură cubică $(Fe, Cr)_{23}C_6$.

Analiza röntgenstructurală a carburilor se face pe reziduu separat electrolitic din probe tratate termic. Metoda aceasta s-a aplicat şi la studiul proceselor care au loc în oţelul special crom-nichel cu wolfram şi niobiu, pentru a stabili ce anume determină modificarea durităţii după călire cu revenire. S-a dovedit că acest fapt se datorează formării carburii $Cr_{23}C_6$.

La ICEM, analiza carburilor cu ajutorul razelor X s-a utilizat la oţelul crom-siliciu cu 0,55—0,65% C, 1,40—1,70% Si şi 5,5—6% Cr. S-au făcut căliri în aer cu revenire şi căliri izoterme. Carburile au fost separate într-o soluţie de HCl 0,2 N cu 5% acid citric. Röntgenogramele obţinute cu radiaţie de crom au indicat prezenţa carburilor de tip $(Fe, Cr)_3$ C şi $(Fe, Cr)_7C_3$.

Metode pentru determinarea cantitativă a fazelor. Metoda amestecului se bazează pe compararea intensităţii componentului de determinat, cu intensitatea liniilor etalonului a cărui cantitate în amestec este cunoscută precis. Se pregătesc o serie de amestecuri bine stabilite de componenţi ce trebuie determinaţi şi substanţă etalon. Acestea se expun şi apoi se măsoară intensitatea liniilor. Raportul intensităţilor liniilor — stabilit experimental prin fotometrare — este egal cu raportul cantităţilor de constituent căutat şi etalon. Utilizarea acestei metode impune folosirea unui etalon al cărui coeficient de absorbţie trebuie să fie cît mai apropiat de cel al fazei de determinat. De asemenea, este necesar ca faza căutată şi etalonul să fie foarte bine amestecate. Alegerea substanţei etalon se face astfel încît să se obţină linii la fel de intense şi nete ca şi ale fazei căutate.

Metoda etalonului independent se aplică în cazul cînd proba de analizat nu poate fi transformată în pulbere. În acest caz, de-a lungul probei care are forma unei vergele subţiri, se fixează etalonul — o foiţă subţire a cărei lungime de arc este cunoscută. În timpul expunerii, proba împreună cu etalonul se rotesc astfel încît razele cad alternativ pe probă şi pe etalon. Se fac cîteva expuneri folosind etaloane cu diferite lungimi de arc pînă cînd se obţin linii de aceeaşi intensitate, de pe probă şi de pe etalon. Conţinutul de fază căutată este dat de relaţia :

$$P = \frac{a}{\pi D - a}\,\%$$

unde : a este lungimea de arc a etalonului, mm ; D — diametrul probei, circa 5 mm.

De obicei, se construiesc curbe sub forma funcţiei $P = f(a)$, după care se determină cantitatea de fază căutată.

Metoda etalonului independent a fost utilizată de Ia. S. Umanski şi S. S. Hidekeli [8] la analiza cantitativă de fază a amestecului wolframului cu carburile sale, folosindu-se ca etaloane foiţă de aluminiu pentru carbura WC, iar pentru W_2C — foiţă de alamă. Această metodă, ca şi cea precedentă, are inconvenientul că este posibilă coincidenţa liniilor fazei căutate cu cele ale etalonului. În plus, din cauza prezenţei liniilor şi a fondului suplimentar datorit etalonului se micşorează intensitatea liniilor fazei de determinat.

Metoda perechilor omologe. Această metodă constă în alegerea vizuală a unor perechi de linii de aceeaşi intensitate, care aparţin diferitelor faze. Cu ajutorul unor amestecuri precise se construiesc anterior tabele sau curbe de determinare cantitativă a fazelor din amestec. Röntgenograma amestecului se calculează şi se dotează cu indici după una din metodele cunoscute. Se evaluează apoi intensitatea liniilor aparţinînd diferitelor faze, se găseşte o pereche de linii cu aceeaşi intensitate, după care, folosind tabelele sau curbele de gradare, se determină conţinutul de fază căutată. De exemplu, pe röntgenograma oţelului călit, linia (220) a fazei γ şi (200) a fazei α obţinute cu radiaţia β au aceeaşi intensitate. După tabelă se găseşte cantitatea de austenită remanentă : P = 40%. Evident că pentru obţinerea unor rezultate mai precise se recomandă măsurarea intensităţilor liniilor cu microfotometrul. În acest caz, calculul se face nu după intensităţile liniilor, ci după suprafețele maximelor de pe curba de fotometrare, fapt care constituie un avantaj incontestabil mai ales cînd liniile sînt difuze. Metoda nu este aplicabilă în cazul amestecurilor care conțin trei sau mai multe faze, deoarece suma cantităților a două faze oarecare, ale căror linii se compară, nu este egală cu 100%.

Metoda suprapunerii. Determinarea concentrației componenților se face prin compararea intensităților a două linii vecine de pe röntgenograme, luate pe proba ce constituie un amestec de faze, cu intensitățile acelorași linii obținute prin expuneri succesive pe componenți separați. Variind duratele de expunere la iradierea componenților separați, se poate schimba raportul intensităților liniilor acestora, $\frac{I_1'}{I_2'}$, pînă ce devine egal cu valoarea $\frac{I_1}{I_2}$ de pe röntgenograma amestecului. Se construiește apoi un grafic de gradare, cu ajutorul căruia se determină concentrația. Această metodă necesită röntgenograme obținute în condiții strict identice: aceeași radiație, cameră și film, același mod de prelucrare a filmelor etc.

Concluzii. Pe lîngă cele arătate mai înainte, razele X au și alte aplicații la studiul microstructurii oțelurilor: urmărirea proceselor de recristalizare și a gradului de ecruisare, determinarea tensiunilor interne pe epruvete și chiar pe piese finite aflate în exploatare etc. Analiza microstructurii cu ajutorul razelor X se impune tot mai mult în realizarea unor scheme științifice de tratamente termice la oțeluri.

Pe măsură ce instalațiile de analiză röntgenstructurală se perfecționează — înregistrare cu contoare, construirea de camere pentru lucrul la temperaturi pînă la 1 400°C etc. — devine posibil ca metoda să elimine principala sa lacună — lipsa de expeditivitate — ceea ce permite executarea unor analize de serie la un înalt nivel științific.

---

[1] *Guinier, A.* Théorie et technique de la radiocristallographie. Paris, Dunod, 1956. [2] *Guleaev, A. P.* Tratamentul termic al oțelului. București, Editura tehnică, 1962. [3] *Kitaigorodskii, A. I.* Rentghenostrukturnîi analiz, G.T.T.I., Moscova, 1950. [4] *Kacianov, N. N., Mirkin, L. I.* Rentghenostrukturnîi analiz polikristallov. Moscova, Mașghiz, 1960. [5] *Bagariațkii, A.* Rentghenografia v fiziceskom metallovedenii. Moscova, Metallurghizdat, 1961. [6] *Perkas, M. D.* Opredelnie soderjanie ugleroda v tementirovannom sloe rentghenograficeskom metodom. În: Zav. lab., nr. 9, 1956, p. 1061. [7] *Guleaev, A. P., Zelenova, V. D.* Fizika metallov i metallovedenie, vol. VI, nr. 5, 1958, p. 936; Rentghenograficeskoe issledovanie prevrașceniea martensita pri otpuske v porojke i v slojnom obrazțe. [8] *Umanskii, Ia S., Hidekeli, S. S.* În: Zav. lab., nr. 8, 1939, 1, 49.

L. Staicu

Rolul umidității aerului insuflat în elaborarea metalurgică a fontelor în cubilou. Colaud, A. În: Fonderie, 203, 1963.

Încă din anii 1935—1939, metalurgiștii au observat legătura dintre calitatea fontei, apariția unor defecte sistematice și umiditatea anotimpului respectiv.

După ce se analizează rolul oxigenului și al azotului în aliajele de fier, se trece la studierea hidrogenului în aceste aliaje și, în special, în fontă.

Hidrogenul se găsește dizolvat în fier sub formă atomică sau mai exact ca ioni disociați electric. Concentrația hidrogenului este proporțională cu presiunea, iar solubilitatea crește cu temperatura (fig. 1), înclinările segmenților de dreaptă urmînd transformările alotropice ale fierului. Absorbția hidrogenului se realizează prin formarea hidrogenului atomic la suprafața fierului lichid sau solid și difuzia sa, care e deosebit de puternică în cazul unei rețele de ferită.

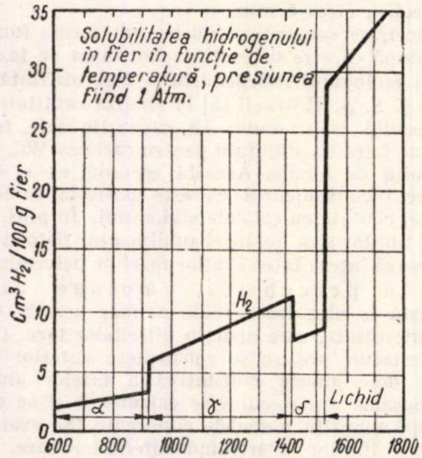


Fig. 1.

În domeniul oțelurilor, viteza de trecere printr-o grosime dată este mult mai mică în cazul perlitei lamelare decît în cazul perlitei globulare. În cazul fontei, difuzia este mult mai lentă decît cea corespunzătoare unei structuri perlitice. Se pare că hidrogenul în exces se localizează pe interfețele grafitului sau se fixează prin absorbție chiar în grafit. Și la rece, diferența dintre viteza de difuzare a hidrogenului între oțel și fontă este remarcabilă. Aceasta face ca în cazul fontei, metoda de extracție sub vid în stare solidă să nu fie utilă. Încercările de extracție făcute la temperatura de 1 600°C și chiar la 2 000°C au mărit sensibil precizia probelor care, totuși, după unii autori (H. Morogh, G. Blanc, N. Volianik) nu dau valori certe.

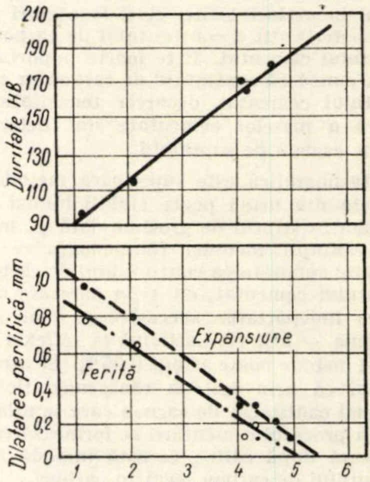


Fig. 2.

Este important de reținut că deși formarea unor hidruri de fier pare exclusă (P. Bastien), totuși stabilitatea soluțiilor atomice de gaz în metale este superioară echilibrului respectiv. Se formează deci o suprasaturare, probabil ca urmare a faptului că ieșirea ionilor sau acumularea lor pe suprafață ridică potențialul local, formînd așa-numita barieră locală (M. Chaudron).

După lucrările lui Blanc și Volianik, limita conținutului critic de hidrogen în fontă este imediat peste 5 cm³ H_2/ /100 g; peste această valoare prezența hidrogenului devine nocivă. Hidrogenul este un puternic antigrafitizant și stabilizator al cementitei; mărește capacitatea de călire a fontelor, ca şi la oţeluri, de altfel, asupra cărora acţionează la fel ca cromul şi manganul însă mai intens. Se pare că tendinţa spre solidificare ledeburitică se datoreşte, de fapt, reducerii germenilor de cristalizare ai grafitului. Stabilizarea carburilor provocată de prezenţa hidrogenului explică, de asemenea, formarea aşa-numitei căliri inverse la fontă. Se poate admite că, în anumite condiţii de compoziţie chimică, zona exterioară, cenuşie, corespunde unui strat din care hidrogenul a putut difuza în exterior, în timp ce în interior prezenţa acestuia a împiedicat grafitizarea. Sînt cazuri cînd zona albită este brăzdată de suflurile caracteristice cînd degajarea hidrogenului are loc la sfîrşitul solidificării.

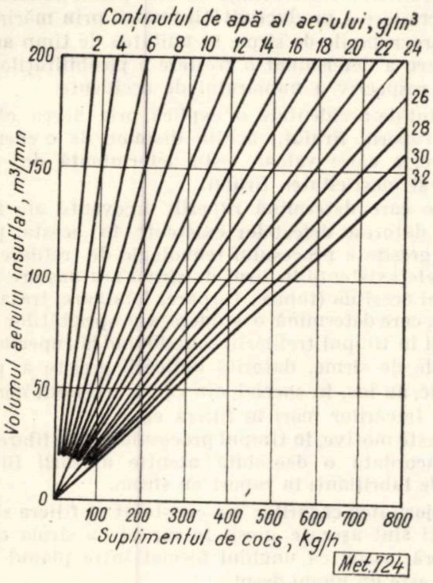


Fig. 3.

Efectul stabilizator asupra cementitei se menţine şi în starea solidă, împiedicînd puternic grafitizarea fontei maleabile feritice atît în primul stadiu, cînd efectul este foarte puternic, cît şi în stadiul al doilea, cînd feritizarea este îngreuiată. P. von der Forst a determinat cu ajutorul dilatometrului Chévenard influenţa hidrogenului asupra tendinţei de feritizare prin dilatarea la transformarea gama-alfa, prin analiza microscopică şi prin duritate. Rezultatele, foarte concludente, sînt arătate în figura 2. Influenţa asupra durităţii şi a creşterii fragilităţii la fontă a fost arătată şi de S. Maekawa care a stabilit că, la conţinuturi mai mici decît cele stabilite de G. Blanc, hidrogenul influenţează sensibil capacitatea de deformare a fontei cenuşii. Şi autorul, la o urmărire statistică timp de un an a relaţiei dintre procentul de rebuturi de băi fisurate, duritatea unor epruvete groase (deci sensibile la variaţiile de duritate) şi umiditatea aerului, a stabilit corespondenţa dintre aceşti trei factori. De altfel, creşterea rebutului în lunile de vară sau în cazurile cînd umiditatea aerului era ridicată a fost observată de-a lungul anilor de un număr mare de turnători.

Cînd conţinutul de hidrogen este superior valorii critice, dacă starea de fals echilibru este distrusă, se produc o serie de defecte caracteristice. După cum această degajare gazoasă se produce în stare lichidă în intervalul de cristalizare sau în stare solidă la o temperatură mai ridicată sau mai mică, natura defectului este diferită. Cînd conţinutul de hidrogen în fontă lichidă coincide aproximativ cu nivelul solubilităţii sale la începutul solidificării, se vor forma bule gazoase mici în toate secţiunile piesei (o cauză a acestui defect o constituie uscarea insuficientă a creuzetului, a antecreuzetului sau a oalelor de turnare). Cînd saturaţia este atinsă către sfîrşitul solidificării, apar sufluri cu margini neregulate, cu pereţii tapetaţi cu cristale primare, fără urme de oxidare. Cînd limita de saturaţie e atinsă după solidificare, hidrogenul în exces rămas în reţeaua de ferită (cazul *OT*) poate provoca tensiuni care pot duce la formarea unor crăpături la cald sau chiar a fisurilor la rece.

Încercările de degazare au arătat că rezultatele cele mai bune se obţin la temperaturi mai scăzute (300—400°C), fapt perfect explicabil dacă se are în vedere scăderea solubilităţii hidrogenului în fierul α, arătată în figura 1. Trebuie arătat însă că, după observaţiile unor turnători de piese emailate din fontă, evacuarea hidrogenului este extrem de dificilă, iar în anumite cazuri, chiar imposibil de obţinut la un conţinut care să asigure realizarea unor piese bune.

Printre cauzele care duc la îmbogăţirea fontei în hidrogen trebuie semnalat în primul rînd utilizarea fontei ruginite, dar mai ales a fierului vechi ruginit. Experienţele făcute de V. Zednik au arătat creşterea de la 3,5 la 5,5 cm³ H_2/100 g, imediat după trecerea de la o încărcătură fără fier la una cu un conţinut mai mare de fier ruginit. În alte cazuri, hidrogenul poate fi adus de feroaliajele adăugate ca inoculant în oala de turnare. Cea mai importantă sursă de hidrogen o constituie însă contactul fontei lichide cu aerul umed fie în cuptoarele cu cuvă deschisă, fie în cubilou, unde, din cauza suprafeţei mari de contact, condiţiile sînt deosebit de favorabile.

Este interesant de semnalat că în trecut s-au propus o serie de procedee care pretindeau că prin creşterea umidităţii aerului (pulverizare de apă, abur) se îmbunătăţesc condiţiile de topire şi se măreşte randamentul cubiloului. Lucrările unor cercetători ca R. Radtke, W. Laqua, J. L. Brooks au arătat greşeala acestei poziţii care, de altfel, cu toată reclama făcută nu a rezistat în practică. Pornind de la faptul că reacţia de descompunere a apei este puternic endotermică — $1\ \text{kg}\ H_2O + 0{,}67\ \text{kg}\ C = 1{,}56\ \text{kg}\ CO + 0{,}11\ \text{kg}\ H_2 - 1\,630\ \text{kgcal}$ — autorul, apoi J. L. Brooks, a ajuns la concluzia că pentru compensarea influenţei pe care creşterea umidităţii o are asupra funcţionării cubiloului în anotimpul cald, este necesar să se mărească consumul specific de cocs. Creşterea umidităţii de la 3,4 la 48,5 g/m³ a dus la scăderea temperaturii fontei lichide de la 1 416 la 1 360°C. În acelaşi timp au scăzut carbonul şi siliciul, mărindu-se carbonul legat, iar productivitatea a scăzut (tabela 1).

Tabela 1

Umiditatea aerului insuflat, g/m³	C, %	C_{leg}, %	Si, %	Mn, %	P, %	S, %
3,4	2,99	0,71	1,77	0,79	0,15	0,132
23,8	2,88	0,82	1,58	0,83	0,16	0,144
48,5	2,64	0,95	1,42	0,70	0,16	0,136

Pentru compensarea acestei influenţe, la început s-a mărit consumul specific de cocs, pentru ca mai tîrziu să se treacă la uscarea aerului. Aceasta, în mod evident, este mai eficace ca mărirea procentului de cocs deoarece ameliorează condiţiile de topire şi caracteristicile metalului, care depind de compoziţia chimică, dar nu şi pe cele specifice hidrogenului care nu scade. Umiditatea aerului variază ca medie zilnică de la 2 g/m³ în timpul iernii la 16 şi chiar 20 g/m³, vara. Autorul arată că la un cubilou care consumă 750 m³ aer/t de fontă, un conţinut de 20 g/m³ apă în aer revine la peste 15 kg apă care intră în contact cu fonta în zona de ardere. Aceasta reprezintă 1 l apă la 10 l fontă. Vaporii de apă se descompun imediat fie în contact cu fonta lichidă, fie în contact cu cocsul în stare incandescentă.

$$Fe + H_2O \rightleftarrows FeO + 2H$$

$$C + H_2O \rightleftarrows CO + 2H$$

La temperatura din zona de ardere tendinţa de disociere fiind mare, o parte de hidrogen se va găsi sub formă atomică.

Luînd ca bază diagrama întocmită de Brooks (fig. 3), în care se arată adaosul de cocs necesar pentru a se compensa acţiunea apei din aerul insuflat, autorul constată că în cazul unui cubilou MBC cu o producţie orară de 7,5 t, adaosul de cocs în timpul verii va fi de circa 38 kg/t de fontă. Această cantitate este apropiată de cea care se utiliza de către autor înainte de uscarea aerului insuflat. În figura 4 se arată variaţia lunară a consumului de cocs în cei trei ani care au precedat montarea instalaţiei de uscat aer în turnătoria analizată de autor.

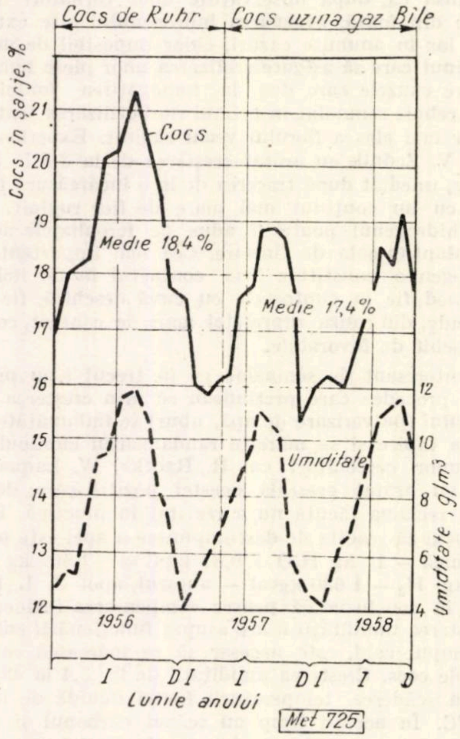


Fig. 4.

Considerînd mărirea conţinutului de cocs ca o măsură de compromis, o serie de turnătorii au trecut la uscarea aerului. J. L. Brooks realizează aceasta prin barbotarea aerului printr-o soluţie de clorură de litiu (procedeu Kathabar) cu care reuşeşte să obţină o umiditate constantă de 6,85 g/m³, cantitate pe care o consideră optimă unei funcţionări normale a cubiloului.

La o turnătorie de fontă maleabilă, F. W. Jacobs a realizat îndepărtarea apei din aer prin condensarea apei, răcind aerul la 5°C. Instalaţia poate răci pînă la 231 m³/min, limitînd conţinutul de apă la 5,75–6,80 g/m³, prin îndepărtarea pînă la 150 l/h de apă. Înainte de utilizarea acestei instalaţii, la această turnătorie se majora consumul de cocs cu 2,15 kg pentru fiecare gram de apă/m³ de aer care depăşea 6,27 g/m³. Cantitatea medie anuală de cocs economisită este de 15 kg/t fontă. Dacă se iau în considerare numai aceste economii, amortizarea instalaţiei se face în 2,17 ani. Dar această economie contabilizată direct nu constituie aportul cel mai important adus de uscarea aerului. La turnarea fontei maleabile, micşorarea conţinutului de hidrogen a dus la scăderea pierderilor de siliciu, a contracţiei şi a porozităţilor tipice. S-a micşorat pericolul apariţiei aglomerărilor de grafit de recoacere, s-a micşorat ciclul de maleabilizare. F. W. Jacobs consideră atît de importante aceste îmbunătăţiri încît afirmă că fără uscarea aerului este imposibil de atins calitatea şi constanţa fontei pe care o obţine în turnătoria sa.

La rîndul său autorul, scriind despre experienţa proprie (cubilou MBC, fontă cenuşie mecanică cu 3,4% C şi 2% Si şi fontă cu 3,5% C şi 2,5% Si), arată că, după ce a introdus instalaţia de uscare a aerului prin răcirea la 2°C, media consumului de cocs a scăzut cu 1,8%, ajungînd la 15,6%. O dată cu aceasta au scăzut arderile de siliciu şi rebutul. Toate acestea au făcut ca amortizarea instalaţiei să se facă în 15 luni.

C. Brătescu

Dispozitiv de protecţie la maşinile de trefilat

În procesul de fabricaţie a sîrmei de oţel pot avea loc o serie de accidente din cauza ruperilor frecvente ale acestora care, totodată, reduc în mod simţitor randamentul utilajului de trefilare.

Pe măsură ce aceste utilaje au fost perfecţionate, obţinîndu-se o creştere a productivităţii muncii prin mărirea vitezei de trefilare, ruperile de sîrme în unitatea de timp au crescut. Acest lucru a determinat o creştere a posibilităţilor de accidentare, respectiv a numărului de accidente.

Pericolul de accidentare se explică prin aceea că, în momentul ruperii firului, acesta dispune de o energie cinetică mare, a cărei valoare este determinată de viteza de trefilare şi elasticitatea firului.

Cauzele care determină ruperile frecvente ale firului de sîrmă se datoresc defectelor existente în acesta, precum şi aplicării greşite a procesului tehnologic de trefilare.

Defectele existente în firul de sîrmă iau naştere în timpul fabricaţiei acestuia (topire, turnare, laminare, tratament termic etc.), care determină o scădere a proprietăţilor mecanice ale firului în timpul trefilării, contribuind la ruperea acestuia.

Ruperile de sîrme, datorită aplicării greşite a procesului tehnologic, au loc, în special, din cauza secţiunii neregulate a firului, a frecărilor mari în filieră etc.

Din aceste motive, în timpul procesului de trefilare a sîrmei trebuie acordată o deosebită atenţie aşezării filierelor şi cutiilor de lubrifianţi în raport cu sîrma.

În majoritatea cazurilor s-a constatat că filiera şi cutia cu lubrifianţi sînt aşezate greşit în raport cu sîrma care trece prin filieră, astfel că unghiul format între planul filierei şi sîrmă nu este un unghi drept.

Prin nerespectarea acestei perpendicularităţi faţă de planul filierei, de exemplu în plan orizontal, secţiunea firului de sîrmă obţinută din timpul trefilării are forma unei elipse.

După trecerea firului de sîrmă prin filiera aşezată greşit, sîrma este supusă unei deformări neuniforme pe secţiune şi, prin urmare, se obţine o ecruisare neuniformă. Din această cauză în interiorul sîrmei, după trecerea prin filieră, apar tensiuni mari suplimentare în direcţia axei mici a elipsei. În timpul procesului de formare a acestei secţiuni necorecte a firului, în matriţă iau naştere presiuni laterale pe pereţii orificiului filierei, care depind de efortul de trefilare şi de unghiul dintre sîrmă şi planul în care este situat orificiul filierei (fig. 1).

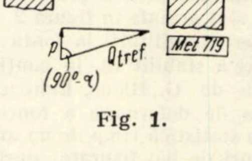


Fig. 1.

Presiunea laterală suplimentară p se determină după relaţia

$$p = Q_{tref} \cos (90 - \alpha),$$

în care Q_{tref} – este efortul de trefilare; α – unghiul dintre axa filierei şi firul de sîrmă.

Din relaţia de mai sus rezultă că presiunea laterală suplimentară creşte proporţional cu efortul de trefilare şi cu creşterea unghiului α.

Gradul de deformaţie va creşte deci în acest caz. În ceea ce priveşte efortul de trefilare, acesta va creşte prin micşorarea cosinusului unghiului $(90 - \alpha)$. Prin mărirea însă a efortului de trefilare are loc o creştere a presiunii laterale suplimentare p deci şi a deformaţiei părţii concave a sîrmei. Din această cauză, pereţii filierei în punctele unde acţionează presiunea laterală suplimentară sînt mai solicitaţi şi deci se vor uza mai repede.

Din aceste motive, capătul sîrmei ieşite din filiera aşezată greşit se ridică sub acţiunea tensiunilor interne, formînd o spirală.

Din punct de vedere al tehnologiei fabricației sîrmei, aceste spirale constituie un defect, iar din punct de vedere al tehnicii securității muncii, aceste spirale prezintă pericol de accidentare, mai ales că în cazul vitezelor mari de trefilare sîrma de pe vîrtelniță se ridică, putînd să sară spre muncitorul care deservește filiera, accidentîndu-l. Pericolul mare de accidentare îl prezintă și scoaterea legăturilor la desfacerea unui colac de sîrmă care a fost greșit trefilat, în vederea prelucrării ulterioare.

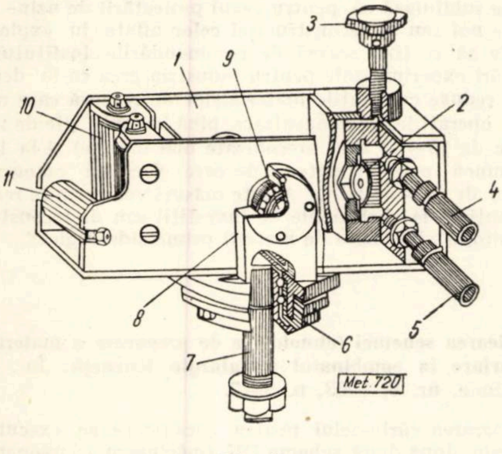


Fig. 2.

În multe uzine această arcuire a sîrmei se înlătură trecînd sîrma prin niște dispozitive de îndreptat. Acest lucru determină o înrăutățire a calității sîrmei prin scăderea rezistenței, iar ecruisarea se distribuie neuniform pe suprafață. De asemenea, în timpul îndreptării iau naștere o serie de defecte care determină o scădere a rezistenței la rupere a sîrmei. Din punctul de vedere al prețului de cost, această operație necesită cheltuieli suplimentare.

Pericolul de accidentare îl prezintă această sîrmă după ieșirea din filieră la înfășurarea pe tobă. În timpul rotirii tobei sîrma se poate ridica din cauza spiralelor la înălțimea 1 — 1,5 m, ceea ce creează un pericol de prindere a muncitorului. Această sîrmă de oțel este cu atît mai periculoasă cu cît conținutul de carbon este mai mare și cu cît diametrul sîrmei este mai mare.

În vederea evitării inconvenientelor arătate mai sus, s-a studiat și realizat de către Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii din Leningrad un dispozitiv special care permite o așezare exactă a filierei, luînd în permanență în tot timpul cît sîrma este întinsă o anumită poziție, astfel încît între planul filierei și axa sîrmei să se formeze un unghi drept.

Dispozitivul (fig. 2) se compune dintr-o carcasă metalică 1. La extremitatea din dreapta a acestei carcase este montată într-o mandrină filiera 2, care este fixată cu ajutorul șurubului 3. Filiera este prevăzută cu un canal circular în care, prin intermediul ștuțului 4, este introdus un curent de apă care asigură răcirea în bune condiții a filierei. Prin ștuțul 5 se face eliminarea apei de răcire. Pentru ca dispozitivul să se poată roti în plan orizontal, la partea inferioară este prevăzut cu un suport orizontal 6 (în interiorul căruia se află montat un rulment cu bile). În gaura inelului interior este introdus presat un bulon 7, cu care se fixează dispozitivul de masa mașinii. Suportul orizontal 6 este fixat cu ajutorul unor suporți verticali 8 și prin intermediul unor rulmenți de axul orizontal 9. Acest ax orizontal 9 permite rotirea dispozitivului în plan vertical.

În partea din stînga a dispozitivului se află două role verticale 10 și o rolă orizontală 11, care au ca scop să împiedice deteriorarea suprafeței sîrmei la o eventuală atingere a ei cu carcasa metalică. Rola orizontală trebuie astfel montată încît generatoarea superioară să se găsească la același nivel cu axa filierei, obținîndu-se astfel o perpendicularitate a sîrmei față de planul filierei, înaintea reducerii sîrmei.

În vederea obținerii unei ungeri a sîrmei înainte de a intra în filieră, carcasa metalică este prevăzută în interior cu un lubrifiant.

Prin aplicarea acestui dispozitiv care permite mici mișcări atît în plan vertical, cît și în plan orizontal, sîrma supusă trefilării este continuu perpendiculară pe planul filierei, înainte și după reducere, fapt care permite obținerea unei secțiuni corecte a sîrmei fără apariția unor tensiuni dăunătoare. Totodată, acest dispozitiv mai prezintă avantajul că reduce secțiunea sîrmei în mod uniform pe întreg perimetrul, astfel că porțiunea de sîrmă dintre filieră și vîrtelniță este dreaptă. Aceasta determină înfășurarea în mod normal a sîrmei pe tobă, neexistînd pericolul formării spiralelor, respectiv sînt evitate accidentele.

La mașinile de construcție veche, în cazul trefilării prin mai multe pase sîrma trece de la un tambur, printr-o rolă superioară, în filiera tamburului vecin. Deoarece lungimea liberă a sîrmei în acest caz este destul de mare, în caz de rupere capătul de sîrmă arcuiește din cauza elasticității materialului, putînd să accidenteze pe muncitorul trefilator care este obligat să se găsească în zona periculoasă pentru deservirea mașinii (pentru punerea în funcțiune, întreruperea, reglarea, ungerea mașinii etc.).

Pentru evitarea acestor accidente există diferite soluții. De exemplu să se protejeze zona respectivă prin intercalarea unei țevi de oțel între rola superioară și filieră. Acest lucru produce o serie de inconveniente, cum ar fi : necesitatea unui timp suplimentar pentru introducerea sîrmei prin țeava de oțel, aglomerarea locului de muncă, înrăutățirea condițiilor de control vizual, atingerea sîrmei de pereții țevii, care vor determina o înrăutățire a suprafeței sîrmei, și un zgomot puternic.

O altă soluție este executarea unui dispozitiv mobil de prindere a capătului de sîrmă. Un astfel de dispozitiv a fost executat și experimentat de Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii din Leningrad.

Acest dispozitiv prinde capătul de sîrmă care s-a rupt, se deplasează cu el pînă la filiera următoare, unde eliberează capătul respectiv, după care se întoarce în poziția inițială.

Dispozitivul este fixat pe două glisiere care-i permit deplasarea de la rola superioară prin care trece sîrma, pînă la filieră.

În figura 3 este reprezentat schematic acest dispozitiv. Sîrma de trefilat este trecută, pentru îndreptare, prin rola 1 montată pe pîrghia mobilă 2 și rola 3 fixată de corpul dispozitivului. În dreptul axului de rotație 4, pe pîrghia 2, se află fixată, solidar cu aceasta, cama zimțată 5. Pîrghia cu camă presează asupra sîrmei sub acțiunea unui arc 6.

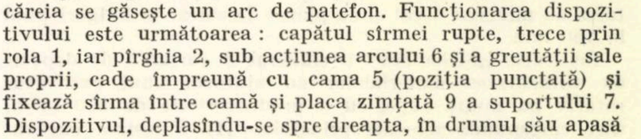


Fig. 3.

Sub camă este fixat de corpul dispozitivului un suport 7 cu un tampon elastic 8 prevăzut cu o placă zimțată 9.

Întregul dispozitiv este legat printr-un cablu 10 (avînd o lungime aproximativă de 2 m) de caseta 11, în interiorul căreia se găsește un arc de patefon. Funcționarea dispozitivului este următoarea : capătul sîrmei rupte, trece prin rola 1, iar pîrghia 2, sub acțiunea arcului 6 și a greutății sale proprii, cade împreună cu cama 5 (poziția punctată) și fixează sîrma între camă și placa zimțată 9 a suportului 7. Dispozitivul, deplasîndu-se spre dreapta, în drumul său apasă asupra butonului întreruptorului mașinii, încordînd în același timp arcul de patefon din caseta 11. Între timp are loc frînarea tamburului. Cînd dispozitivul, împreună cu capătul de sîrmă, ajunge la capătul cursei unde se găsesc două opritori, tensiunea din sîrmă crește, determinînd o creștere a presiunii camei asupra tamponului 8 de pe suportul 7, din care cauză cama se roteşte în direcţia de acţionare a forţei, eliberînd sîrma.

După eliberarea sîrmei, prinzătorul, datorită acţiunii arcului de patefon încordat, revine în poziţia iniţială, cablul răsucindu-se din nou pe suprafaţa casetei.

În urma experimentărilor făcute, s-a constatat că dispozitivul respectiv nu împiedică locul de muncă şi nu creează dificultăţi la controlul vizual în timpul funcţionării maşinii. Aşezarea sîrmei este foarte simplă şi nu necesită un timp suplimentar.

---

[1] *Volkov, N. I.* Tehnica securităţii la trefilarea sîrmei. Moscova, Metallurghizdat, 1958. [2] Trefilarea sîrmelor de oţel. Editura tehnică, 1954. [3] *Netovizii, I. M.* şi *Tarnovski, A. L.* Trefilarea rapidă a sîrmei de oţel. Moscova, Metallurghizdat, 1954. [4] *Volkov, N. I.* Mărirea rezistenţei sculelor, de lucru şi securitatea deservirii trefiloarelor. În: Stal, nr. 11, 1955.

I. Calz

Depozite mecanizate de materii prime pentru secţii de furnale şi fabrici de aglomerare. În: Metallurg. nr. 6, 1963, p. 4–7.

În depozitele de materii prime pentru secţia de furnale sau fabrica de aglomerare pot sosi zilnic pînă la 30–40 mii t de minereu sau concentrate de minereu, 3–4 mii t piatră de calcar şi alte materiale în vrac. Un trafic atît de important de materii prime necesită o organizare corespunzătoare a depozitelor şi o mecanizare maximă a tuturor operaţiilor de recepţie, depozitare şi transport ulterior al acestor materiale la furnale sau la fabrica de aglomerare. Pentru acest considerent, alegerea schemei raţionale de mecanizare şi automatizarea complexă a unor depozite similare reprezintă o problemă importantă pentru uzinele metalurgice, atît pentru cele care se află în reconstrucţie, cît şi pentru cele care se află în stadiu de proiectare.

Depozitele de materii prime pentru secţii de furnale şi fabrici de aglomerare se împart în două tipuri principale: dotate cu echipament cu acţionare periodică şi dotate cu echipament cu acţionare continuă.

În primul tip se includ depozitele de minereu cu culbutor de vagoane mobil şi macarale-portal. Depozite similare se află la majoritatea uzinelor metalurgice în funcţiune şi se amplasează de-a lungul frontului de furnale.

În al doilea tip se includ aşa-numitele depozite ,,cu creastă'' echipate cu transportoare cu bandă. De regulă, aceste depozite se amplasează la periferia uzinelor metalurgice, alături de fabricile de aglomerate, în apropierea staţiei de cale ferată de sosire a materialelor. Vagoanele se descarcă cu ajutorul culbutorului de vagoane staţionar, de tip rotor sau lateral, materialele transportîndu-se în depozit cu transportoare cu bandă, cu o productivitate pînă la 2 400 t/h. Fabrica de aglomerare şi secţiile de furnale se alimentează tot prin sistemul de transportoare cu bandă.

Studiul de faţă arată trei scheme principiale de astfel de depozite.

Potrivit schemei I este construit depozitul de păstrare a concentratului de minereu uscat şi de calcar la uzina metalurgică Cerepoveţ.

Depozitul uzinei metalurgice Karaganda este construit potrivit schemei principiale II. Productivitatea alimentatorului este de 500 m^3/h, la o viteză de 1,82 m/min şi la o putere a electromotorului de 46 kW. Experienţa a demonstrat că această maşină este sigură în exploatare la alimentarea cu minereu uscat şi cu piatră de calcar în bulgări pînă la 150 mm.

Institutul ,,Mehanobr'' a elaborat o variantă de depozit cu alimentarea materialelor cu ajutorul unui excavator rotativ cu multe cupe, cu o productivitate de 500 m^3/h, care corespunde schemei principiale III. Folosirea excavatoarelor cu cupe de 200 l capacitate va permite păstrarea în depozite similare atît a materialelor în vrac uşor friabile, cît şi a celor umede, care sînt supuse tasării şi îngheţului.

Cantitatea rezervei de materiale în depozite pentru asigurarea producţiei fără întrerupere a furnalelor şi a fabricii de aglomerare determină tipul, dimensiunile şi utilitatea investiţiilor la depozitele de materii prime pentru uzinele metalurgice.

Se arată cantitatea rezervelor de minereuri în funcţie de tipul depozitelor pentru mai multe uzine metalurgice sovietice aflate în exploatare.

Din cele expuse rezultă numeroase concluzii practice din care se subliniază că, pentru cazul proiectării de uzine metalurgice noi sau al reconstrucţiei celor aflate în exploatare, trebuie să se ţină seamă de recomandările Institutului de cercetări experimentale pentru industria grea ca în depozite să fie reduse cantităţile materialelor de rezervă care nu necesită operaţiile de omogenizare, pînă la şapte zile de muncă (în loc de 15–30 zile, preconizate mai înainte) şi la 18 zile de muncă pentru materialele care necesită omogenizare (în loc de 30–45 zile). Aceste măsuri vor permite reduceri substanţiale la cheltuielile de investiţii sau de reconstrucţie la capitolul ,,Depozite de materii prime siderurgice''.

T.O.

Modificarea schemei tehnologice de preparare a materialelor de şarjare la combinatul metalurgic Kuzneţk. În: Koks i Himia, nr. 6, 1963, p. 3–7.

Prepararea cărbunelui pentru cocsificare se execută, în principiu, după două scheme DK (măcinarea componenţilor) şi DS (măcinarea şarjei), în esenţă deosebite una de cealaltă.

Conform schemei DK, fiecare component de şarjă se macină separat pînă la granulometria dată şi se depozitează în buncărul respectiv. Şarja se alcătuieşte prin dozarea definitivă a mărcilor de cărbune din buncărele respective.

Conform schemei DS, mărcile de cărbune, în prealabil, se sfărîmă în concasoare cu tambur pînă la granulometria de 50–0 mm. Şarja alcătuită din granule de dimensiuni mari se macină definitiv în mori cu ciocane.

Prepararea şarjei conform schemei DS este prea puţin raţională, deoarece precizia de dozare a cărbunelui de granulaţie mare este inferioară în comparaţie cu a celui măcinat fin. Îndeosebi schema DS nu este raţională pentru fabricile cocsochimice din partea de răsărit a U.R.S.S., unde cărbunele prezintă o mare varietate calitativă, iar şarjele, de regulă, sînt policompensate.

Iniţial, la combinatul metalurgic Kuzneţk prepararea cărbunelui pentru cocsificare se realiza conform schemei DK, redată în figura din textul original.

Dezvoltarea continuă a combinatului Metalurgic Kuzneţk şi extinderea cocseriei respective au condiţionat proiectarea unei noi scheme de preparare a cărbunelui pentru cocsificare, şi anume: schema DS, care a înlocuit schema existentă DK. Această nouă schemă a fost proiectată de GHIPROKOKS. Printre altele, această schemă foloseşte o lungime totală de transportoare cu bandă de aproximativ 5 000 m.

Intrarea în funcţiune a acestei instalaţii, în decembrie 1960, a permis să se releve lipsurile ei şi să se schiţeze măsurile pentru înlăturarea lor.

În consecinţă, schema de proiect DS a fost înlocuită cu schema DK-GDK (GOK — măcinarea grupată a componenţilor), elaborată şi aplicată de către autorii prezentului studiu. Această nouă schemă este redată în figura din articolul original şi, ca îmbunătăţiri mai importante, prezintă o sensibilă scurtare a liniei de transportoare cu bandă, care în total însumează 470 m lungime.

Conform acestei scheme se macină separat trei grupe de cărbune, şi anume: sortimentele J, G şi amestecul de trei sortimente de cărbune K_{13}, K_{10} şi K_2.

Funcţionarea preparării cărbunelui conform schemei DK-GDK a permis să se îmbunătăţească condiţiile de recepţie şi operaţiile de descărcare a cărbunilor, reducînd astfel timpul de staţionare a vagoanelor în procesul lucrărilor de descărcare. De asemenea, se foloseşte în întregime capacitatea secţiei de dozare şi a utilajului respectiv, fapt ce îmbunătăţeşte omogenizarea cărbunilor. Totodată se prelungeşte durata de timp pentru reparaţii preventive ale utilajului.

Prevederea unor concasoare separate pentru fiecare grupă de cărbuni permite alegerea regimului optim de sfărîmare a cărbunilor. Totuşi, acest lucru nu asigură nivelul constant de măcinare a cărbunilor de diverse sortimente, care se deosebesc prin umiditate şi duritate. În acest scop, GHIPROKOKS are sarcina să grăbească introducerea în fluxul tehnologic a unor concasoare, care să asigure nivelul constant de măcinare a cărbunilor.

T. O.

Din experienţa de construcţie a furnalelor în regiunea Krivoi-Rog. În : Promîşlennoe stroitellstvo, nr. 6, 1963, p. 2—6.

În ultimii ani la uzina metalurgică Lenin din Krivoi-Rog, s-au construit noi furnale de mare capacitate. În decursul acestei perioade de timp, organizaţiile de construcţie-montaj au acumulat o vastă experienţă în domeniul construcţiei furnalelor, ceea ce le-a permis ca în termene scurte să îndeplinească lucrări de volum foarte mare. Astfel, pentru complexul furnalului construit în cursul anului 1962, s-au excavat 610 000 m^3 de pămînt, s-au turnat 40 000 m^3 de beton monolit, s-au montat 25 500 m^3 de elemente de beton armat prefabricat şi 14 900 t de construcţii metalice, s-au executat 22 000 t de zidărie refractară etc. Acest volum de lucrări, inclusiv montajul utilajului şi încercările de punere în funcţiune a furnalului, s-au îndeplinit în 10 luni şi 12 zile.

Scurtarea termenelor de construcţie s-a produs datorită mecanizării largi a lucrărilor de construcţie-montaj, suprapunerii lor în timp şi folosirii de elemente prefabricate, reducînd numărul lor prin folosirea de blocuri de prefabricate de dimensiuni comasate, şi perfecţionînd metodele de lucru. În total, coeficientul capacităţii de montaj a elementelor prefabricate la acest obiectiv a atins 90,38, în loc de 0,29 prevăzut prin proiectul tip de organizare a lucrărilor (POR).

În cele ce urmează, autorii enumeră lucrările executate separat pe obiectivele întregului complex al furnalului, arătînd volumul lucrărilor, scurtările de execuţie şi, pe cît posibil, costul lor.

Se relevă o particularitate la construcţia mantalelor metalice, pentru care tablele metalice se rulează în prealabil. Această metodă de rulare s-a dovedit a fi o metodă de lucru foarte înaintată şi, în cursul anului 1962, a fost extinsă la o seamă de alte obiective din cadrul complexului furnalului.

După cum s-a mai subliniat, succesul lucrărilor în domeniul construcţiei furnalelor de la Krivoi-Rog rezidă şi în mecanizarea lucrărilor. Maşinile de ridicat şi transportat ocupă un loc important în desfăşurarea lucrărilor de construcţie-montaj. Autorii prezintă metodele de lucru folosite la execuţia diverselor lucrări grele şi de volum mare. Articolul redă unii indicatori tehnico-economici şi de cost, raportaţi la productivitatea acestor agregate, precum şi unii indicatori tehnico-economici pentru construcţia furnalelor de mare capacitate, în perioada 1961—1962.

Construcţia furnalelor a fost precedată de organizarea prealabilă a lucrărilor, care s-au executat potrivit proiectului tip elaborat de Promstroiproiect-Dnepropetrovsk, cu participarea şi a altor organizaţii de proiectare. Documentul de mare importanţă, care a stat la baza execuţiei lucrărilor, a fost : „Măsurile de construcţie şi dare în exploatare a furnalului", aprobat de autorităţile tutelare regionale sovietice. Potrivit acestor „Măsuri", s-au prevăzut graficele calendaristice de execuţie a lucrărilor, precum şi clădirile temporare demontabile de şantier, care au putut să fie folosite consecutiv la celelalte şantiere similare.

Scurtarea în viitor a termenelor de construcţie pentru furnale, ridicarea productivităţii muncii, folosirea eficace a mijloacelor de mecanizare necesită rezolvarea următoarelor probleme :

— organizarea planificării lucrărilor şi distribuţia uniformă a sarcinilor de construcţie :

— furnizarea documentării tehnice cu şase luni înainte, pentru fiecare obiectiv în parte prevăzut în planul de construcţie ;

— prevederea în proiectele de organizare a construcţiilor a metodelor avansate de muncă ;

— dotarea cu mijloace mecanizate la nivelul construcţiilor industriale moderne.

T. O.

Examinarea unui furnal, cu ocazia demolării la sfîrşit de campanie. În : Circulaire d'Informations Techniques, nr. 3, 1963, p. 659—669.

Furnalul nr. 2 de la Patural (Franţa) cu diametrul de 5,56 m la creuzet, 622 m^3 volum util şi 21,03 m înălţime utilă a fost pus în funcţiune în noiembrie 1952 şi a produs, pînă în august 1961, 1 340 000 t fontă. În septembrie 1956, după o producţie de 565 000 t, a avut loc o refacere a cuvei, datorită distrugerii premature a blindajului de table sudate şi a zidăriei de la gură.

Caracteristici constructive : a) creuzetul, 1952 : fundul pe tolă metalică pe care se află un strat de 200 mm praf de cocs bătătorit. 65 mm beton refractar şi două rînduri de blocuri carbonice de 600 mm ; gurile de turnare pentru fontă şi zgură şi gurile de vînt, din refractare silico-aluminoase ; pereţii creuzetului, din masă carbonică bătătorită, de 1 m grosime ; etalaj din masă carbonică bătătorită ; răcirea creuzetului cu curgere continuă a apei pe blindaj ;

b) cuva, 1956 : la reparaţia efectuată, zidăria refractară normală a fost oprită la 4 200 m de la nivelul superior ; apoi, a fost continuată pe înălţimea de 2 m, cu cărămizi refractare de 150 × 700 mm şi apoi pe o înălţime de 2,200 m, din blocuri de fontă asamblate cu bare rotunde verticale de 40 mm diametru şi 2,20 m lungime. În 1958, s-au montat în cuvă şi elemente de întărire verticale şi pene de răcire, în vederea introducerii de aglomerat. Furnalul a funcţionat cu 100% aglomerat în martie—aprilie, 1960.

Uzarea căptuşelii. La cele două rînduri suplimentare de cărămizi silico-aluminoase, uzarea a fost totală, pe o treime din circumferinţă. Rîndurile inferioare erau uzate în scară. La partea superioară a cuvei, pe o înălţime de 3 m, cărămizile erau intacte, doar cu uzări datorate frecării încărcăturii ; pe următorii 3—4 m, s-a observat o distrugere chimică. În partea mediană a cuvei, cărămizile nu mai existau, ci se vedeau numai lipituri dure. Deasupra inelului de susţinere a cuvei cărămizile au fost foarte distruse şi se pulverizau în timpul demolării furnalului. Interiorul creuzetului a fost în parte dur şi în parte friabil ; unele porţiuni au fost acoperite cu zgură.

Pe fundul creuzetului, primul rînd de blocuri groase carbonice a fost atacat, iar în interstiţii se găsea fontă.

Concluzii şi indicaţii pentru reconstruire. La gîtul furnalului, deşi execuţia monolitică din cărămizi de fontă a rezistat bine, nu va fi mai utilizată, datorită greutăţii de montare şi sarcinii mari (250 t) asupra zidăriei. Partea superioară a cuvei trebuie executată cu cărămizi rezistente la abraziune şi la atac chimic cu permeabilitate la gaze cît mai slabă. La pîntece se pot utiliza : refractare speciale mai scumpe, de tipul „topite electric" sau cărămizi cu înalt conţinut de alumină, de exemplu mulit sintetic, silimanit sau caolin, într-o construcţie de cuvă fără pene de răcire ; refractare mai ieftine (silicoaluminoase clasice), la o cuvă cu pene de răcire.

La creuzet, blocurile carbonice s-au dovedit rezistente, dar asociate cu o răcire energică. Pentru rapiditate în execuţie, se preferă blocurile carbonice în locul masei carbonice bătătorite.

Gurile de turnare vor fi căptuşite în întregime cu masă carbonică.

T. O.

Mersul furnalului cu un volum de zgură foarte scăzut. In : Journal of Metals nr. 4, 1963, p. 288—293.

Calitatea materiilor prime încărcate în furnal variază în mod rapid, atît din punct de vedere fizic, prin aglomerare, cît şi chimic, prin concentrare. În prezent, concentratele de minereu de fier cu conţinut de fier peste 65% sînt curente. Disponibilitatea sporită a concentratelor de minereu de fier precum şi utilizarea minereurilor bogate din America de Sud au dus la reducerea volumelor de zgură în furnal. La ora actuală, în exploatarea furnalelor cantitatea de zgură variază de la un nivel ridicat de 1 188 kg/t netă de fontă lichidă, la uzinele Appleby-Frodingham din Anglia, la 226,5 kg/t netă de fontă lichidă, la uzinele Fairless în S.U.A. şi la 181 kg/t netă de fontă lichidă la o întreprindere din Italia. În diferite puncte de pe glob, o cantitate de zgură între 317 kg şi 770 kg/t netă de fontă lichidă este considerată normală.

Se crede că efectul scăderii cantității de zgură asupra particularităților furnalului este folositor. Intreprinderea Steel Co. din Canada este interesată în problema exploatării furnalului cu volum scăzut de zgură, pentru a se determina limita economică a concentrării minereurilor, care depinde de reducerile care se obțin asupra costurilor transportului, manipulării și topirii. Costurile transportului și ale manipulării, în cazul de față, pot fi apreciabile, deoarece distanța de transport de la mină la furnal (Hamilton) este de circa 1 800 km.

Înainte de începerea experiențelor, s-au luat în considerare neajunsurile care pot surveni la exploatarea furnalului cu volum scăzut de zgură, și anume : dificultatea menținerii unei calități satisfăcătoare de fontă, datorită cantității reduse de zgură disponibilă pentru a asimila conținutul de sulf, precum și posibilitatea unor largi variații în conținutul de siliciu al fontei ; dificultatea menținerii unei zgure fluide, ca rezultat al unor variații largi în compoziția zgurei. Articolul descrie experiențele efectuate din noiembrie 1961 pînă în martie 1962 la Hamilton (Canada) de către întreprinderea „The Steel Co. of Canada" cu următoarele constatări :

1. Prin folosirea unor metode clasice este posibil a se exploata un furnal cu un volum scăzut de zgură, pînă la 152 kg/t netă de fontă lichidă.

2. În scopul menținerii unui control potrivit al conținutului de zgură în exploatarea unui furnal cu volum scăzut de zgură, este esențial ca proprietățile chimice și fizice ale materiilor prime să fie controlate cu atenție :

3. La o scădere a cantității zgurei de 43,3 kg rezultă o creștere a producției cu 2,4 t nete de fontă lichidă pe zi, la 28 m^3, volum util de furnal, precum și o scădere a consumului specific de cocs cu circa 12,2 kg/t netă de fontă lichidă.

O reducere a conținutului de silice în minereu de circa 1 1/2% va antrena o reducere de circa 45,3 kg a cantității de zgură.

T. O.

Utilizarea oxigenului pentru sporirea productivității cuptoarelor Martin. În : Circulaire d'Informations techniques, nr. 3, 1963, p. 603—621, CDS și în : Radex Rundschau, nr. 5, 1962, p. 250—270.

Metodele de utilizare a oxigenului la cuptoarele Martin variază de la o uzină la alta. În general, se pot grupa astfel :

— pentru îmbunătățirea combustiei, cu introducerea oxigenului prin arzătoare, în perioada de topire ;

— pentru activarea decarburării, cu insuflarea prin lănci răcite cu apă ; în perioada de afinare lăncile se introduc prin boltă, prin peretele din spate sau prin capetele de ardere ale cuptorului ; în perioada de topire, lăncile pot fi introduse prin bolta arzătoarelor.

Pentru a se obține un maximum de rezultate prin utilizarea oxigenului, este necesar să fie respectate și celelalte condiții care au influență asupra mersului cuptorului, și anume :

— o bună preparare a încărcăturii ; încărcarea rapidă și ritmică ; distribuție rațională a încărcăturii în cuptor ; omogenitatea materiei prime, în special a fontei lichide ; compunerea corectă a șarjei ; conducerea și reglarea rațională a arderii, funcție de particularitățile cuptorului ; asigurarea unui tiraj corect, cu minimum de scăpări de aer.

Oțelăria Soc. Italsider de la Piombino, unde au avut loc aceste cercetări, are cinci cuptoare Martin, dintre care două sînt basculante. Pînă în prezent, insuflarea cu oxigen s-a utilizat numai la cele trei cuptoare fixe, bazice, de 210 t și 74 m^2 suprafață a vetrei, încălzite cu gaz de cocserie și păcură.

Întrebuințarea oxigenului, 12,3 m^3/t, a condus la o creștere de circa 25,4% din producția orară și la o scădere de circa 23,2% a consumului de calorii/t de oțel. Randamentul în fier a marcat însă o ușoară scădere, trecînd de la 88,1 la 86,4%, datorită unei pierderi de fier ca urmare a zgurificării mai intense, cu un conținut de fier crescut în zgură, și degajare de fum brun (ceea ce provoacă depozite de praf în camere și în canalele de sub camerele regeneratoare).

S-au făcut și încercări de introducere a oxigenului la arzătoare, însoțită sau nu de insuflare prin lance, precum și încercări de introducere a oxigenului și a păcurii prin lance, în perioada de topire.

Prin reglarea tuturor factorilor care influențează elaborarea, cum sînt durata de topire și proporția de minereu, s-a realizat un mers industrial cu încărcătură de minereu constantă, atît la funcționarea cu oxigen, cît și la cea fără oxigen.

Durata totală a încărcării exercită asupra producției orare o influență mai mare în cazul elaborării cu oxigen. S-a stabilit că durata totală optimă de încărcare este de circa 2 h 35 min.

Încercările efectuate cu insuflare intensivă cu două sau trei lănci au arătat că viteza oxigenului la ieșirea din ajutaje exercită o influență însemnată asupra contribuției sale la desfășurarea reacțiilor de după topire și la efectul exotermic ce le însoțește.

Tipul ajutajelor, eventual un profil convergent-divergent, înălțimea capătului lăncii deasupra suprafeței băii, modul de pătrundere a jetului de oxigen în baie, cinetica reacțiilor între oxigen și metal sînt factori foarte importanți pentru obținerea unor rezultate optime, cu un consum minim de oxigen.

Studiind și influența proporției de fontă lichidă din încărcătură, s-a constatat că o creștere a acestei proporții face să crească și consumul de oxigen, se reduce proporțional consumul de combustibil, dar nu se îmbunătățește cu nimic producția orară. Aceasta arată că, pentru a valorifica avantajele unei proporții crescute de fontă lichidă în încărcătură, ar trebui intensificată insuflarea, acționînd asupra debitului și asupra vitezei oxigenului, deci să se lucreze în condiții cît mai asemănătoare cu cele ale procedeului LD, ceea ce însă la cuptoarele Martin nu este posibil peste anumite limite.

T. O.

Rezultatele obținute într-o uzină de oțeluri speciale cu o presă de forjare rapidă de 1 000 t, mecanizată. În : Stahl und Eisen, nr. 9, 1963, p. 526.

La o uzină germană s-a elaborat proiectul unei secții de forjă, mecanizate, pentru confecționarea de semifabricate și produse finite din oțeluri speciale. Forja are o presă de forjare rapidă cu acționare hidraulică de 600/1 000 t, un cuptor cu vatră rotativă, avînd capacitatea de 8 t/h și un cuptor de capacitate mai mică, pentru încălzirea pieselor care nu pot fi forjate într-o singură încălzire. După forjare sînt prevăzute trei cuptoare adînci pentru tratamentul termic al oțelurilor speciale. Toate operațiile de transport, inclusiv încărcarea lingourilor brute în cuptor, se efectuează cu o mașină autopropulsată de șarjare, care are capacitatea portantă de 2,5 t. Pentru forjare se folosește un manipulator tot de 2,5 t.

Mașina de șarjare ia un lingou rece din depozit și îl introduce în cuptorul cu vatră rotativă, scoțînd totodată un lingou încălzit, pe care-l predă manipulatorului. Acesta merge cu lingoul cald la presă și împinge, afară de pe nicovala inferioară, piesa preforjată, așezînd lingoul cald. Mașina de șarjat transportă piesa preforjată în cuptorul adînc. Încărcarea în cuptorul adînc se face cu o macara cu lanțuri ; evacuarea după recoacere se face cu un electromagnet. Piesa gata forjată trece apoi, prin secția de curățat, la controlul cu ultrasunete, la tăiat, la cîntărit și la expediție.

Secția de forjare este deservită de o echipă de cinci muncitori și întărită cu încă un muncitor, fiecare putînd să stăpînească două locuri de lucru și să asigure un mers fără întreruperi.

Din cauza regimului fără întreruperi, s-au întîmpinat dificultăți cu nicovalele de forjat, care se încălzeau pînă la circa 700°C. Cu depuneri de protecție prin sudură, pe suprafețelei nicovalelor de forjare, s-a obținut o creștere a durabilității șeii pînă la 50 de ori. Se menționează că temperaturile ridicate ale nicovalelor sînt favorabile la forjare, deoarece se realizează evacuarea mai redusă a căldurii pieselor și se pot obține reduceri de secțiune cu circa 10% mai mari.

Comparînd presa de forjat cu ciocanul cu abur de aceeași capacitate, se constată că la forjarea secțiunilor pătrate și late, pînă la un raport al lățimilor de 1 :2,5, presa de forjare este superioară atît în privința prețului de cost, cît și a productivității.

Se prevede o optimizare a folosirii capacității presei, prin adoptarea unei comenzi automate după program și prin alte reduceri ale timpilor auxiliari.

T. O.

RECENZII

Noi metode de încercare a metalelor. În : Culegerea TNIICM, seria 31. Moscova, Metallurghizdat, 1963.

Controlul chimic în metalurgie. Institutul central de cercetări ştiinţifice în siderurgie „I. P. Bardin" (TNIICM) publică seria 31 din culegerea periodică a lucrărilor sale, sub titlul de mai sus. În culegere se prezintă rezultatele cercetărilor efectuate în cadrul Serviciului laboratoarelor centrale ale institutului.

Lucrările, ale căror rezultate se publică în această culegere, au fost axate pe cercetarea metodelor de automatizare a analizelor spectrale ale metalelor şi zgurelor prin trecerea la procedee fotoelectrice cu folosirea cuantometrelor, precum şi pe elaborarea celor mai eficiente metode de analiză chimică a metalelor pure şi a aliajelor noi şi perfecţionarea metodelor existente, în scopul reducerii duratei analizelor şi al ridicării gradului de precizie a rezultatelor.

Articolele din această culegere pun în lumină cele mai eficiente metode, cum este analiza spectrală într-un jet de gaz neutru.

Un interes deosebit îl prezintă metoda spectrofotometrică şi perspectivele de folosire a acesteia la analiza aliajelor fără utilizarea unor reactivi speciali, metoda potenţiometrică de determinare a conţinuturilor mici de carbon în oţeluri, dezvoltarea metodelor polarografice şi a trilonometriei, precum şi analizele microspectrale. S-a elaborat o metodă cromatografică pentru separarea amestecului de gaze din metal, prin pompare directă ; această metodă elimină neajunsurile metodei de topire sub vid (durata mare, folosirea mercurului) şi măreşte precizia analizei.

S-au elaborat, de asemenea, o serie de metode noi pentru analiza pe faze a aliajelor.

Materialele din culegere sînt extrem de interesante pentru toţi lucrătorii din institute şi din laboratoare uzinale care se ocupă cu controlul chimic al producţiei metalurgice sau cu controlul calităţii metalului în toate fazele de prelucrare şi utilizare a acestuia.

T. Oprescu

Procesul tehnic în siderurgia U.R.S.S. În : Electroenergetica. Culegere de articole. Publicată de Inst. Central de Inf. în Siderurgie. Volumul (TIJNCM). Moscova, Metallurghizdat, 1962.

Volumul examinează problemele dezvoltării alimentării cu energie electrică a uzinelor metalurgice şi introducerea automatizărilor şi a mijloacelor telemecanice. Se prezintă datele obţinute din experienţa acumulată în procesul de exploatare a acţionărilor electrice automatizate şi a sistemelor de automatizare complexă în secţiile de bază ale uzinelor siderurgice. Se dau scheme de comandă a acţionărilor electrice ale mecanismelor de producţie, cu folosirea amplidinelor, a amplificatoarelor magnetice şi a mutatoarelor ionice.

În prezent, în electromagnetica metalurgică se impune un ritm deosebit de dezvoltare şi introducere a mecanizării şi automatizării înaintate.

Uzinele fabrică motoare electrice noi cu caracteristici îmbunătăţite pentru laminoarele de toate felurile. Puterea motoarelor de la acţionarea principală a bluminguriIor a atins 10—12 000 kW la o unitate ; iar puterea generatoarelor de curent continuu ce le alimentează, 5 700 kW la o unitate. Puterea instalată şi numărul motoarelor electrice pentru agregatele metalurgice cresc necontenit. Se efectuează lucrări importante pentru modernizarea acţionărilor electrice, în vederea sporirii productivităţii agregatelor.

În locul mutatoarelor rotative sistem motor-generator se folosesc, de preferinţă, mutatoare statice. În ultimii ani se introduce pe scară largă acţionarea electrică reglabilă ionică URV-D (redresor cu mercur-motor de curent continuu, comandă), care prezintă avantaje apreciabile faţă de sistemul G-D. Se introduc, de asemenea, acţionări ionice reversibile.

În domeniul electroenergeticii întreprinderilor metalurgice, se execută lucrări pentru introducerea tehnicii avansate şi a celor mai noi realizări din domeniul automatizărilor.

Succese importante au fost atinse în alimentarea cu energie electrică a uzinelor metalurgice prin folosirea racordurilor adînci, ridicarea tensiunii reţelelor de distribuţie, utilizarea liniilor din bare, de înaltă şi joasă tensiune, în locul celor de cablu etc.

Cartea tratează în capitole separate acţionarea electrică şi automatizarea în uzinele cocsochimice, în fabricile de aglomerare la furnale şi laminoare.

T. Oprescu

INFORMAŢII

Valoarea metalurgică a minereurilor de fier şi luarea ei în considerare la elaborarea noilor preţuri cu ridicata

La baza întocmirii noilor preţuri cu ridicata pentru produsele industriei grele, care trebuie să reflecte mai precis cheltuielile de producţie, asigurînd totodată acumulările necesare pentru dezvoltarea ulterioară a industriei pentru minereurile de fier, stă indicele valorii lor metalurgice, adică al cheltuielilor pentru o tonă de minereu, prin respectarea cărora costul fontei elaborate din acest minereu, la o întreprindere fruntaşă, în condiţiile tipice ale unui raion metalurgic, nu va depăşi costul mediu al fontei din acest raion.

Este cunoscut că preţurile cu ridicata. în vigoare înainte de 1960 pentru minereurile de fier, se stabileau după cheltuielile individuale ale producţiei, ale fiecărui zăcămînt în parte, şi după sorturile de minereu, fără a ţine seamă de calitatea lor relativă ca materie primă pentru siderurgie. De aceea, foarte frecvent, pentru minereurile de calităţi mai bune se stabileau preţuri mai mici decît pentru minereurile de calităţi relativ inferioare, ceea ce înlătura posibilitatea evaluării corecte a activităţii unor uzine metalurgice.

În proiectul noului catalog de preţuri figurează stabilirea unor preţuri zonale unice pentru minereurile şi aglomeratele cu valori metalurgice egale. Datorită acestui fapt, s-a ivit nevoia de a se preciza indicii valorilor metalurgice ale minereurilor şi aglomeratelor pentru care se vor stabili preţurile noi.

Principiul de bază pentru determinarea valorii metalurgice a minereurilor de fier se reduce la faptul că, la evaluarea minereurilor de diferite calităţi, preţul de cost al unei tone de fontă trebuie să rămînă constant, celelalte condiţii rămînînd egale. Formula după care se determină valoarea metalurgică a minereului sau mai precis un astfel de preţ de cost al lui (franco-fabrică), la care se asigură acelaşi preţ de cost al fontei, este dată de diverşi cercetători sub aceeaşi formă. Pentru a afla acest indice, este necesar, înainte de toate, să se stabilească cheltuielile necesare pentru topirea în furnal a minereului examinat, dar fără a se ţine seamă de costul minereului.

Din preţul de cost al unei tone de fontă, dinainte stabilit, să se scadă apoi cheltuielile deduse, iar restul să se împartă la consumul de minereu (kg/t) sau să se înmulţească cu produsul de fontă din minereu.

Scăzînd din valoarea obţinută cheltuielile pentru transportul minereului la uzină, putem afla valoarea metalurgică a minereului, franco-mină.

La stabilirea preţurilor de cost pentru minereuri, practic, a fost necesar să se rezolve ce preţ de cost trebuie luat drept bază ; cel mediu în U.R.S.S. sau cel diferenţial pe raioane metalurgice.

Prima soluţie este contraindicată, deoarece toate aceste variante de bază au de obicei surse individuale de aprovizionare cu minereu de fier. În perspectivă, diferenţierea bazelor de minereu de fier trebuie să se întărească şi mai mult şi practica, existentă astăzi, de transportare parţială a minereului între raioane va înceta.

Bazele de combustibil sînt şi ele diferenţiate, dar pe raioane mult mai mari.

Minereurile cu valoare metalurgică negativă a căror exploatare, din punct de vedere economic, nu este avantajoasă, sînt evaluate, temporar, la 40—80 copeici/t, luînd drept bază în calcule valoarea metalurgică a minereului la care conţinutul de fier este încă pozitiv.

Existenţa în minereuri a unor adaosuri, cum ar fi vanadiul, nichelul ş.a.m.d. ridică mult valoarea lor metalurgică, deci cheltuielile admisibile pentru exploatarea şi pregătirea lor.

(**Stal** nr. 6, 1963, pag. 563—566)

T. O.

Dozarea gravimetrică automată a şarjei de aglomerare

Subsecţia de dozare a fabricii de aglomerate din Enakeev — U.R.S.S., împreună cu Institutul de proiectare din Rustov execută lucrări de introducere a dozării automate a componenţilor şarjei de aglomerare pe o singură linie de transportoare.

Dispozitivele de cîntărire cu bandă tip VL-1058 folosite reprezintă o instalaţie pentru cîntărirea continuă a materialelor pulverulente de pe transportorul montat pe platforma unui cîntar. Dispozitivul de cîntărire serveşte şi drept traductor al unui aparat secundar de înregistrare şi al unui sistem de dozare gravimetrică automată, precum şi pentru supravegherea şi citirea productivităţii pe o scară gradată.

Dispozitivul de cîntărire, avînd o productivitate de 200,75 şi 30 t/h, este prevăzut pentru a funcţiona neîntrerupt timp de 24 h; eroarea cîntăririi, + 1,5%. Limitele de cîntărire se modifică cu ajutorul unui reductor şi al unei transmisii cu lanţ cu raportul de transmisie corespunzător. Transportorul cu motor şi reductor este montat pe platforma cîntarului VSR-1 şi apoi se echilibrează. Cîntarul VSR-1 este legat cu un tirant de platforma cîntarului tip VNŢ-10, care printr-un sistem de pîrghie echilibrează sarcinile cîntărite între 0 şi 100 kg. Variaţia unghiului de rotire a acului indicator al cîntarului VNŢ-10 în funcţie de greutatea materialului de pe transportor este liniară. Pe corpul cîntarului VNŢ-10 s-a montat un traductor cu inducţie pentru transmiterea la distanţă a indicaţiilor. Exploatarea îndelungată în scopul încercării dispozitivului de cîntărire VL-1058 montat la trei buncăre a dovedit stabilitatea sistemului de dozare automată de a menţine un debit constant cu o precizie de 5—6 ori mai mare decît la dozarea volumetrică manuală.

T. O.

Noi metode folosite în siderurgie

În U.R.S.S., un colectiv de inovatori de la Combinatul din Serovo, în colaborare cu lucrătorii de la Institutul de cercetări ştiinţifice, a elaborat şi introdus în producţie o metodă nouă de încărcare prin sudură şi de reparare a vetrei cuptoarelor Martin. Prin utilizarea acestei metode, timpul de reparare a cuptoarelor se reduce de 5—6 ori, iar durabilitatea vetrelor sporeşte de 1,5—2 ori.

În regiunea economică din care face parte acest combinat, toate vetrele cuptoarelor Martin se repară şi se încarcă prin sudură. Introducerea noii metode înaintate la cuptoarele Martin din Uniunea Sovietică va permite să se obţină anual un plus de peste 1 500 000 t oţel, fără ca să fie nevoie de investiţii suplimentare.

M. G.

Metalurgia pulberilor utilizată la obţinerea unor materiale noi

Noua metodă a metalurgiei pulberilor, a cărei folosire se extinde tot mai mult, aduce o contribuţie deosebit de preţioasă la obţinerea unor materiale noi diferite, atît în ce priveşte compoziţia chimică, cît şi proprietăţile mecanice. Aşa de exemplu, materialele realizate prin metoda laminării pulberilor, ca benzi şi foi din pulberi de nichel, cupru, fier, materiale greu fuzibile etc., sînt superioare celor obţinute prin metodele obişnuite.

Metodele de laminare a pulberilor sînt superioare în ce priveşte pierderile minime de material (de 1—2%) la obţinerea unor dimensiuni prestabilite. În acest domeniu s-au înregistrat progrese deosebite, obţinîndu-se benzi de cupru cu proprietăţi electrotehnice mai bune decît ale acelora care au fost obţinute prin turnare. Preţul produselor este mai ieftin. O tonă de tablă de nichel din pulberi, de exemplu, costă de două ori mai puţin decît o tonă de tablă laminată din lingouri. De asemenea, se fac încercări pentru acoperirea prin laminare a sîrmei de oţel cu alte metale, îndeosebi obţinerea bimetalului din oţel aluminiu. Această realizare ar avea ca urmare o economie anuală de 10 000 t de cupru.

M. G.

Indici îmbunătăţiţi de utilizare a furnalelor

Ca urmare a mecanizării şi automatizării proceselor de producţie, a modernizării agregatelor şi a folosirii tehnologiei înaintate, numeroase colective din întreprinderile siderurgice care se află în subordinea regiunii economice Srednîi Ural (Uniunea Sovietică) au obţinut rezultate foarte bune în producţie. Astfel. coeficientul de utilizare a volumului util al furnalelor înalte, inclusiv al furnalelor vechi şi al celor mici, s-a îmbunătăţit în decurs de patru ani cu 8% şi se ridică la 0,677. Un coeficient mai bun a fost obţinut de oţelarii de la Combinatul din Serovo (0,318) şi se desfăşoară lupta pentru obţinerea coeficientului de 0,45. În primul trimestru al acestui an ei au obţinut un coeficient de 0,496. Producţia medie zilnică de oţel, în ansamblu pe această regiune, este de 8,9 t/m² de fiecare vatră a cuptorului. Astăzi, colectivele de metalurgişti duc lupta ca în viitorii 2—3 ani să ridice coeficientul de folosire a volumului util, în medie pe regiune, la 0,65—0,63, iar volumul producţiei de oţel la 9,2 t/m² de fiecare vatră a cuptorului.

M. G.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, str. Ion Ghica nr. 3, raion Tudor Vladimirescu, telefon : 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 026.002 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, M.M.C.M. — Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : lei 100 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 4235

42 406

ARCURI ŞI RESOARTE DE ÎNALTĂ CALITATE

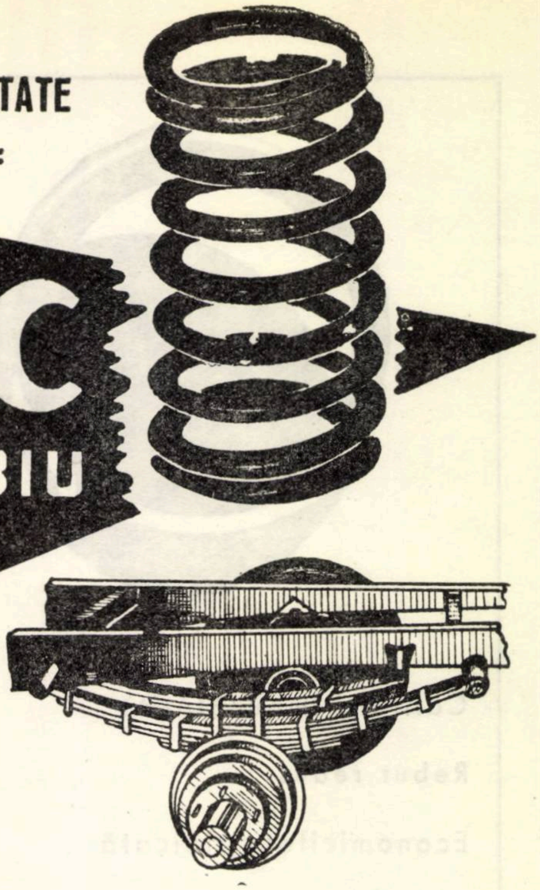
EXECUTĂ:

UZINA

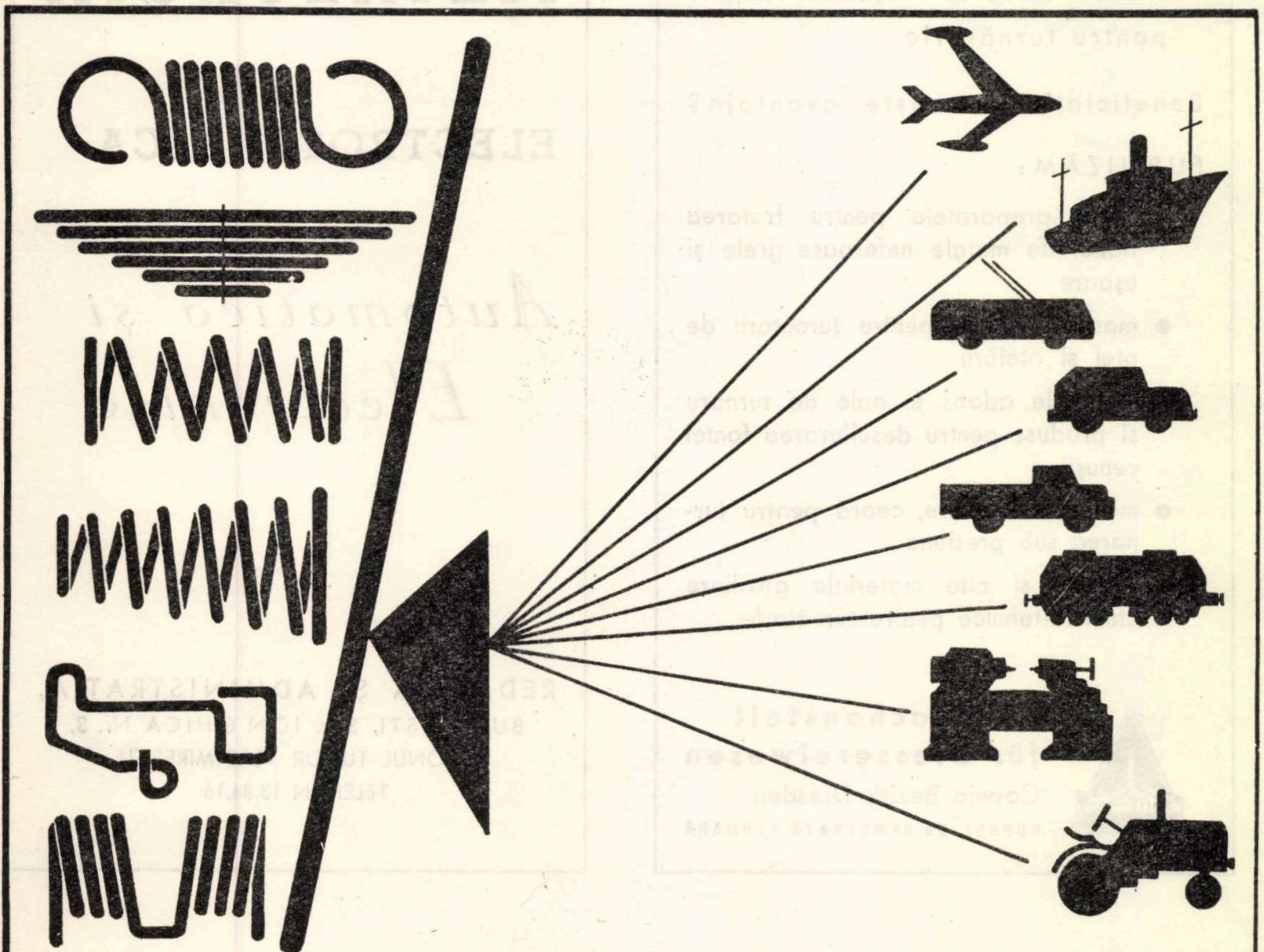
ELASTIC

SIBIU

Arcuri pentru suspensii auto.
Resoarte cilindrice şi conice înfăşurate la rece şi la cald cu diametrul sîrmei de la 0,2 mm la 40 mm.
Resoarte dublu conice şi butoi, resoarte spirale plane de diferite dimensiuni. Inele de siguranţă, şaibe elastice, inele şi resoarte pentru garnituri de etanşare etc.



SIBIU – Str. SEVASTOPOL Nr. 8
Tel. 1261, 1262, 1263
Cont virament B.R.P.R. 026001 Sibiu



Calitate îmbunătățită

Rebut redus

Economicitate ridicată

Trei factori hotărîtori, care pot fi mult influențați prin preparatele noastre chimico-tehnice pentru turnătorie

Beneficiați de aceste avantaje?

FURNIZĂM:

- toate preparatele pentru tratarea băilor de metale neferoase grele și ușoare
- mase exoterme pentru turnătorii de oțel și oțelării
- aliaje de adaos în oale de turnare și produse pentru desulfurarea fontei cenușii
- masă de încleiere, ceară pentru turnarea sub presiune
- precum și alte materiale auxiliare chimico-tehnice pentru turnătorie.

VEB Fachanstalt
für Giessereiwesen
Coswig Bezirk Dresden
REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

Abonați-vă
pe anul
1964

LA REVISTELE

CONSTRUCȚIA
DE MAȘINI

METALURGIA

ELECTROTEHNICA

Automatica și
Electronica

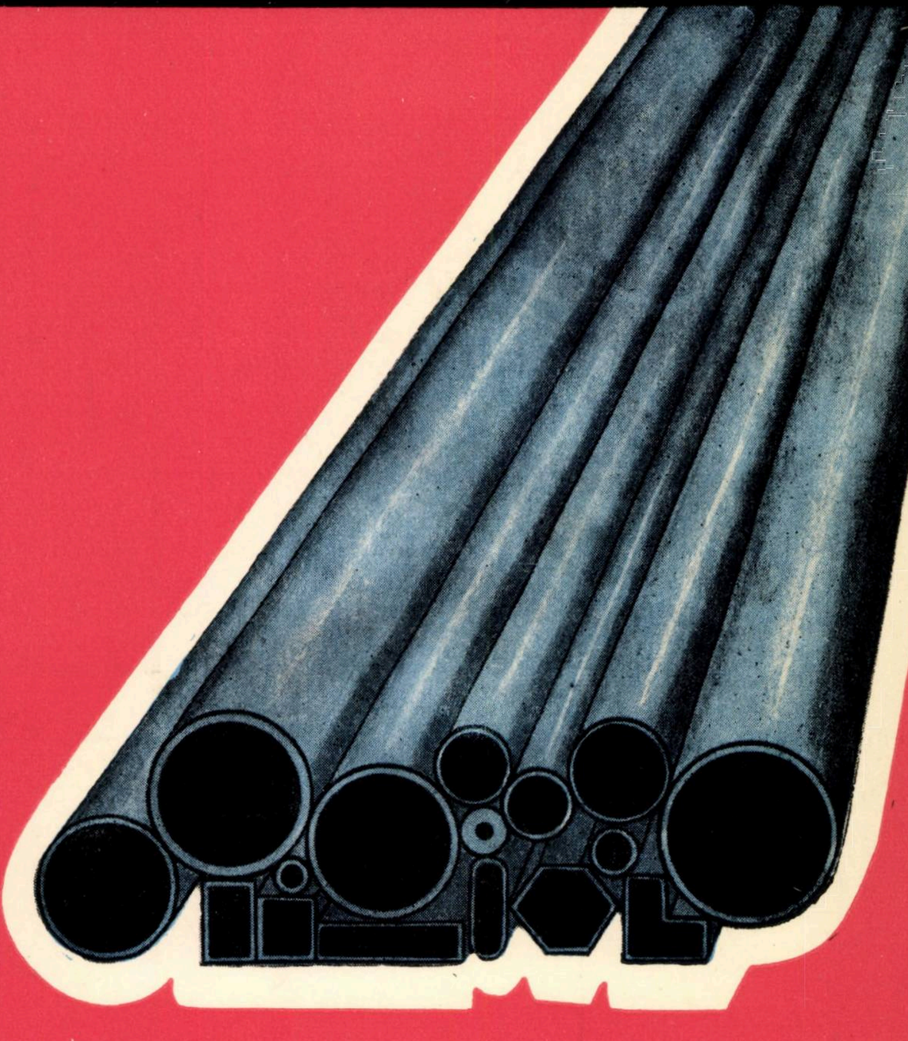
REDACTIA ȘI ADMINISTRAȚIA,
BUCUREȘTI, Str. ION GHICA Nr. 3,
RAIONUL TUDOR VLADIMIRESCU,
TELEFON 13.84.16

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

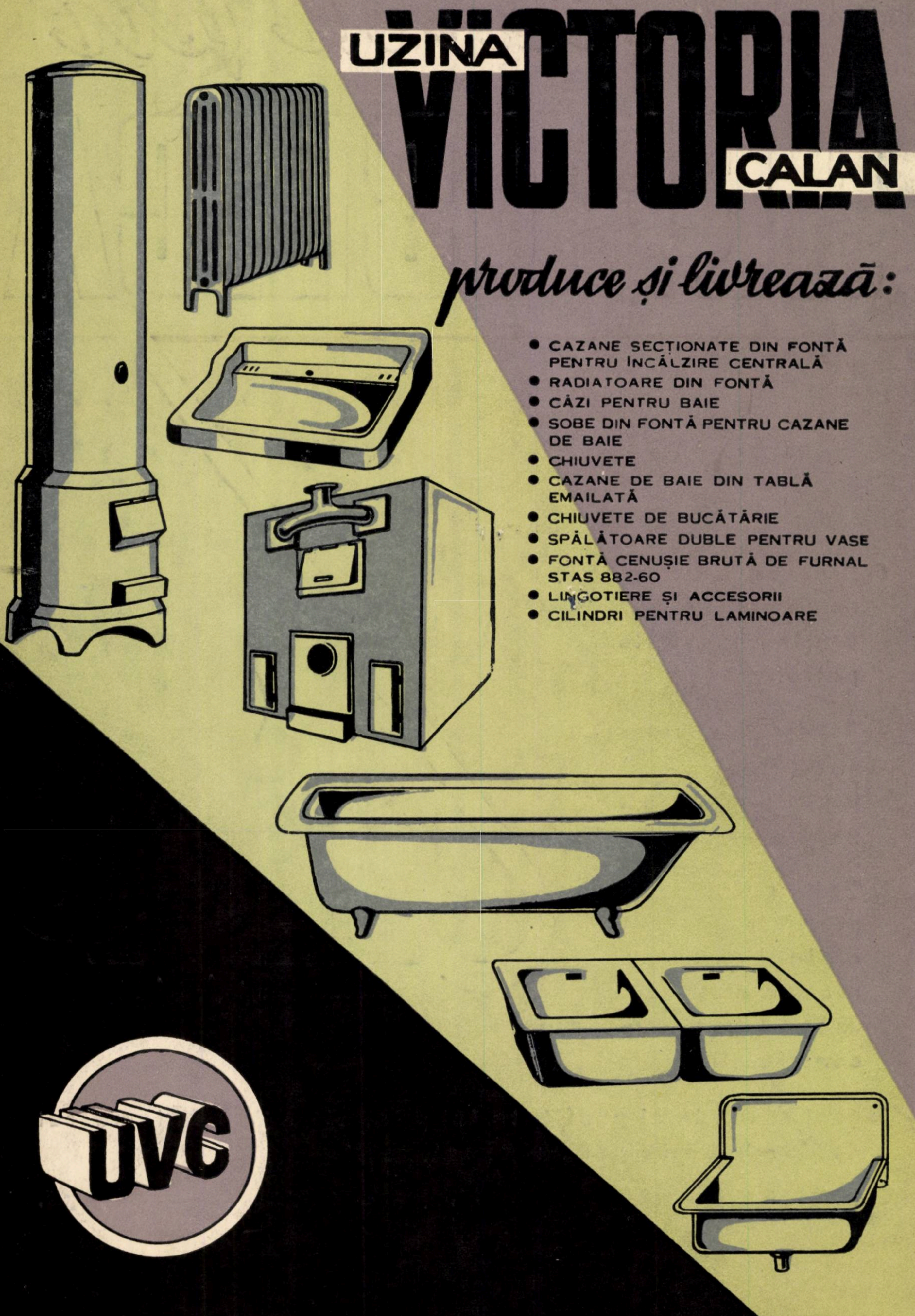
Fabrica de țevi

REPUBLICA

produce:



- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru prospecţiuni geologice
- Ţevi rotunde şi profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate laminate la cald cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul sub 6″, pentru instalaţii de apă, gaz şi abur



UZINA VICTORIA CALAN

produce și livrează:

- CAZANE SECȚIONATE DIN FONTĂ PENTRU ÎNCĂLZIRE CENTRALĂ
- RADIATOARE DIN FONTĂ
- CĂZI PENTRU BAIE
- SOBE DIN FONTĂ PENTRU CAZANE DE BAIE
- CHIUVETE
- CAZANE DE BAIE DIN TABLĂ EMAILATĂ
- CHIUVETE DE BUCĂTĂRIE
- SPĂLĂTOARE DUBLE PENTRU VASE
- FONTĂ CENUȘIE BRUTĂ DE FURNAL STAS 882-60
- LINGOTIERE ȘI ACCESORII
- CILINDRI PENTRU LAMINOARE

UVC

E 3280

METALURGIA

12

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XV • Nr. 12 • DECEMBRIE 1963

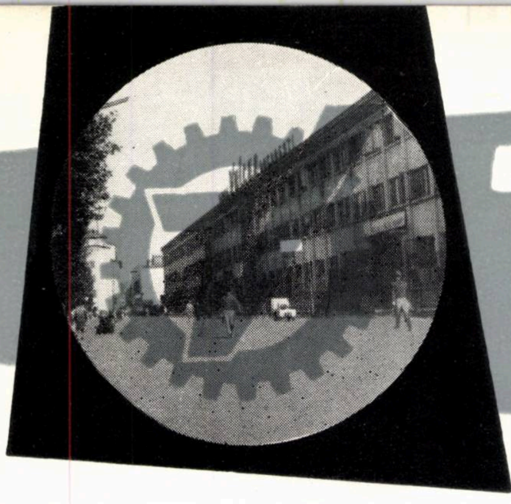
uzinele

23 AUGUST

produc:

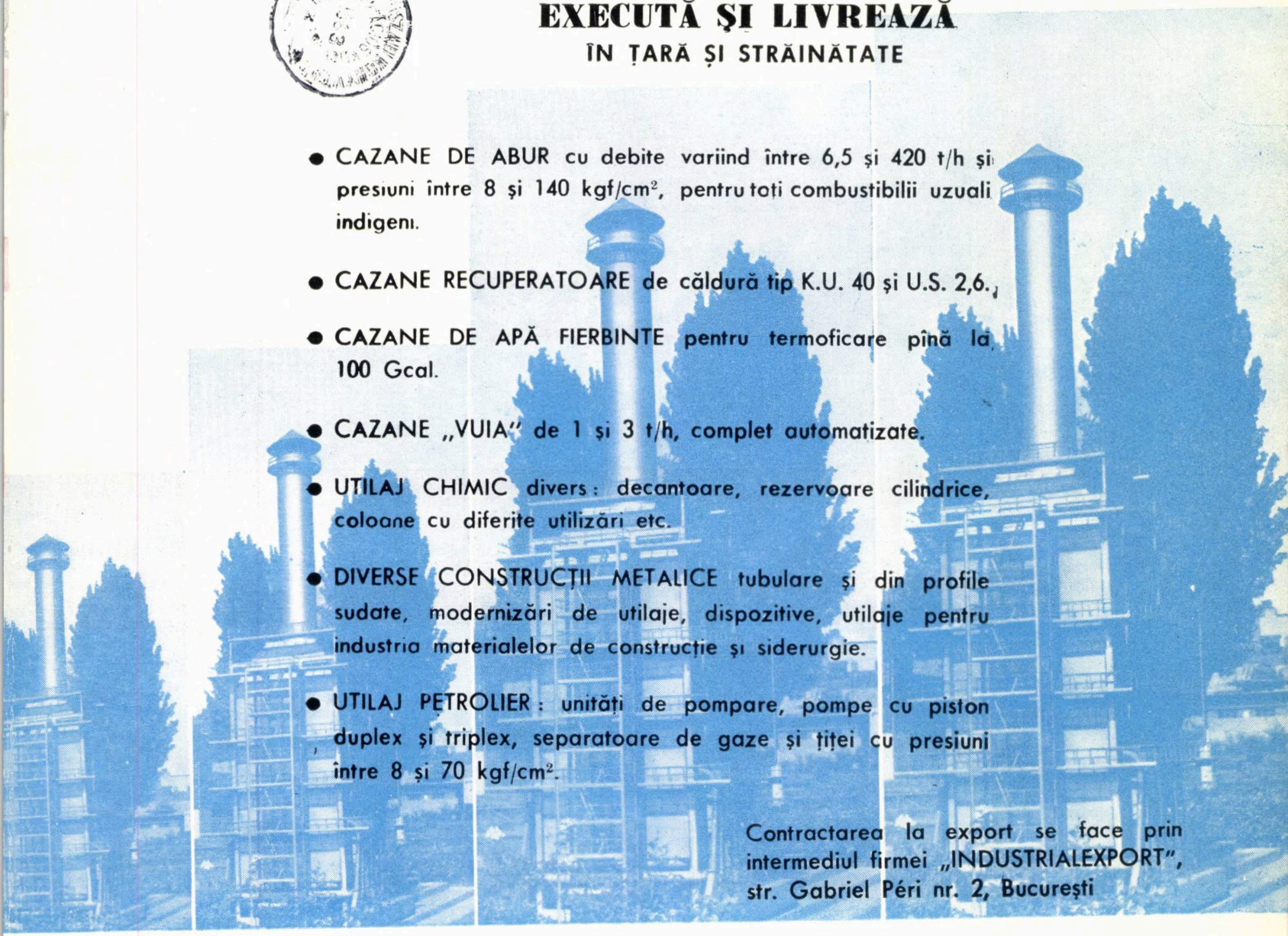
- Piese turnate din oțel, pînă la 25 t/bucată
- Piese turnate din oțeluri refractare
- Piese turnate din oțel manganos
- Piese turnate din fontă
- Piese turnate din fontă modificată, pentru mașini-unelte
- Piese forjate liber
- Piese matrițate
- Oțeluri aliate pentru construcții
- Oțeluri pentru scule, aliate și rapide

U23A



uzina Vulcan BUCUREȘTI

EXECUTĂ ȘI LIVREAZĂ
ÎN ȚARĂ ȘI STRĂINĂTATE



- CAZANE DE ABUR cu debite variind între 6,5 și 420 t/h și presiuni între 8 și 140 kgf/cm², pentru toți combustibilii uzuali indigeni.
- CAZANE RECUPERATOARE de căldură tip K.U. 40 și U.S. 2,6.
- CAZANE DE APĂ FIERBINTE pentru termoficare pînă la 100 Gcal.
- CAZANE „VUIA" de 1 și 3 t/h, complet automatizate.
- UTILAJ CHIMIC divers: decantoare, rezervoare cilindrice, coloane cu diferite utilizări etc.
- DIVERSE CONSTRUCȚII METALICE tubulare și din profile sudate, modernizări de utilaje, dispozitive, utilaje pentru industria materialelor de construcție și siderurgie.
- UTILAJ PETROLIER: unități de pompare, pompe cu piston duplex și triplex, separatoare de gaze și țiței cu presiuni între 8 și 70 kgf/cm².

Contractarea la export se face prin intermediul firmei „INDUSTRIALEXPORT", str. Gabriel Péri nr. 2, București

VULCAN BUCUREȘTI •VULCAN BUCUREȘTI • VULCAN BUCUREȘTI

PROFILE LAMINATE GRELE, MIJLOCII ŞI FINE, SÎRMĂ, BENZI, TOATĂ GAMA DE SEMIFABRICATE DIN OŢELURI, CARBON ŞI ALIATE.

DERIVATE CHIMICE, APĂ AMONIACALĂ, SULFAT DE AMONIU. SULF, BENZEN, TOLUEN, XILEN, SMOALĂ, NAFTALINĂ..,

PRODUSE ŞI LIVRATE DE

COMBINATUL SIDERURGIC

HUNEDOARA

Industria Sîrmei

Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite întrebuintări.

Sîrme trase neferoase • din cupru şi din alamă. **Sîrme zincate** • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.

Cuie de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.

Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale din sîrmă oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.

Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale. **Bare trase** • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.

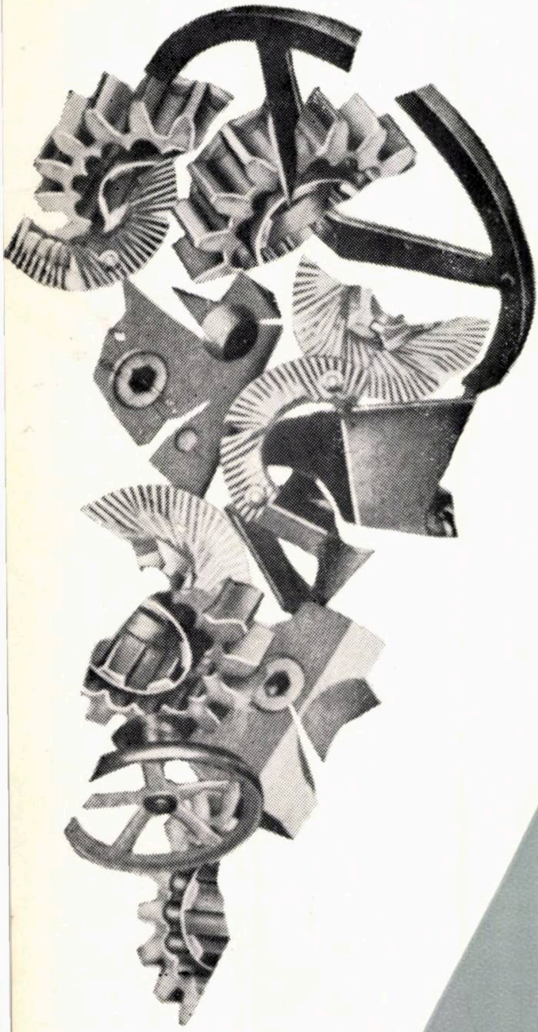
Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac. **Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV** • **Bandă izolatoare.**

Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi a fontelor.

Industria Sîrmei

CÎMPIA-TURZII

STRADA LAMINORIŞTILOR, 145
RAIONUL TURDA, REGIUNEA CLUJ
Telefon 2, 9 14 şi 32

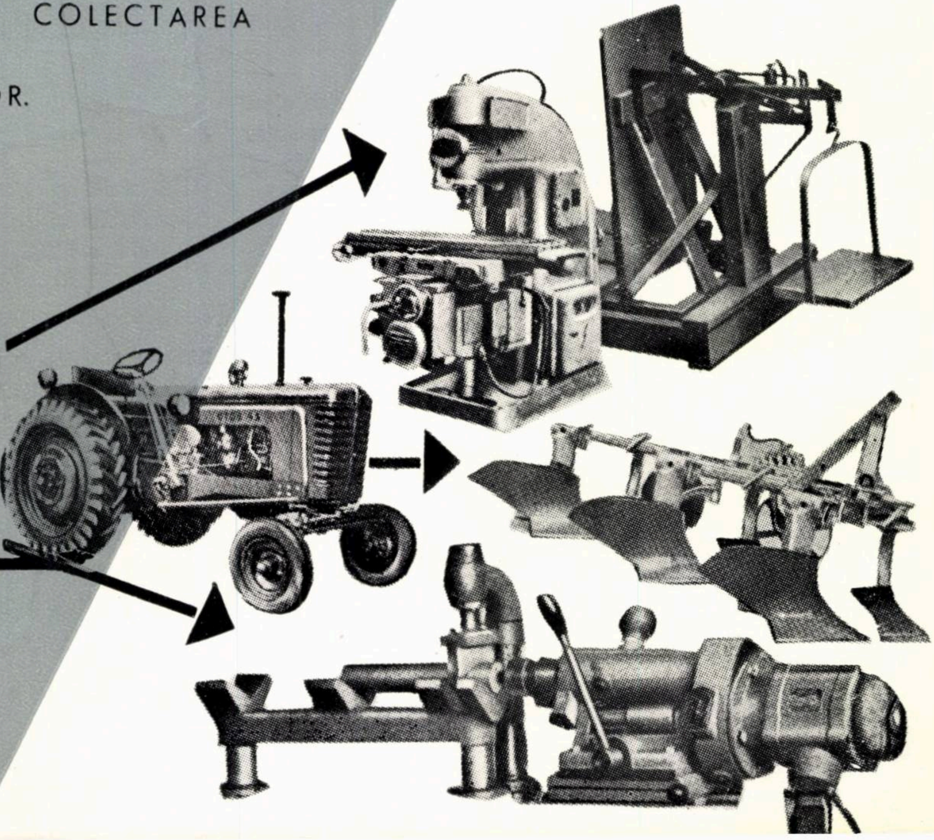


I.C.M.

SPRIJINITI DEZVOLTAREA INDUSTRIEI SIDERURGICE SI REALIZAREA DE PRODUSE METALICE MAI MULTE, MAI BUNE ȘI MAI IEFTINE, PREDÎND DEȘEURILE METALICE ȘI METALELE VECHI ÎN CANTITĂȚI CÎT MAI MARI, SORTATE CONFORM STAS, ÎNTREPRINDERII PENTRU COLECTAREA METALELOR.

ICM

INTREPRINDEREA
PENTRU
COLECTAREA METALELOR



METALURGIA

Anul 15 nr. 12 decembrie 1963

CUPRINS

Studii şi cercetări experimentale

Pavlov, I. M. şi *Drăgan, I.* : **Cercetări privind influenţa regimurilor de reducere prin laminare la rece asupra proprietăţilor electrice, magnetice şi asupra gradului de texturare a tablelor de transformator** 673

Cosma, D., *Nedelcovici, V.*, *Jolondkovski, L.* şi *Hubert, H.* : **Cercetări privind producerea oţelurilor inoxidabile** 679

Realizări tehnice

Mihet, G. : **Forjarea bucşelor cuplajului principal al laminorului bluming** 687

Nicoloiu, E. şi *Fruchter, S.* : **Observaţii privind luarea probelor pentru determinarea carbonului din fonte** 690

Vasiliu, A. : **Forjarea arborilor cotiţi pentru motoarele Diesel de putere mijlocie** 693

Geller, E. : **O nouă baie de zincare lucioasă** 696

Actualităţi şi discuţii

Bălan, E. şi *Popescu, A.* : **Eficacitatea economică a turnării continue** 700

Popescu, V. şi *Scorţea, C.* : **Uscarea superficială a formelor de turnătorie** 706

Recenzii 710

Invenţii 713

Index alfabetic pe rubrici şi autori . . . 716

CZ 669.14.018.583–415 : 621.777

Pavlov, I. M. și *Drăgan, I.* : **Cercetări privind influența regimurilor de reducere prin laminare la rece asupra proprietăților electrice, magnetice și asupra gradului de texturare a tablelor de transformator.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 673–678

Se studiază influența regimului de reducere în condițiile laminării la rece (fără a varia regimul de tratament termic) asupra proprietăților magnetice și electrice ale tablei de transformator. Se fac considerații privind textura materialului.

CZ 669.018.8

Cosma, D., *Nedelcovici, V.*, *Jolondkovski, L.* și *Hubert, H.* : **Cercetări privind producerea oțelurilor inoxidabile.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 679–686

În lucrare se arată posibilitățile de folosire a unor mărci de oțeluri pe bază de Cr-Mn, Cr-Mn-Ni și Cr-Mn-Ni-N care permit obținerea unor importante economii de Ni. Sînt prezentate cercetările experimentale efectuate în acest sens.

CZ 621.73 : 621.825 : 621.771.223

Miheț, G. : **Forjarea bucșelor cuplajului principal al laminorului bluming.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 687–690

Se arată forjarea bucșelor după un proces tehnologic de forjare de precizie. Prin metodele obișnuite de forjare nu se pot respecta condițiile tehnice impuse bucșelor.

CZ 621.74.001.5

Nicoloiu, E. și *Fruchter, S.* : **Observații privind luarea probelor pentru determinarea carbonului din fonte.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 690–692

Se descriu diferite metode de luare a probelor în vederea determinării carbonului echivalent din fonte. Rezultatele cele mai bune se obțin prin turnarea fontelor în nisip și tăierea de probe complete sau prin turnarea fontelor în cochilii metalice.

CZ 621.73 : 621.824.3 : 621.436

Vasiliu, A. : **Forjarea arborilor cotiți pentru motoarele Diesel de putere mijlocie.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 693–696

Se prezintă sumar metodele de forjare a arborilor cotiți aplicate la Uzinele „23 August”.

CZ 669.587 : 621.357.7

Geller, E. : **O nouă baie de zincare lucioasă.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 696–700

În lucrare se prezintă tehnologia și rezultatele obținute prin aplicarea unei noi rețete de zincare lucioasă.

CZ 621.74.033.2

Bălan, E. și *Popescu, A.* : **Eficacitatea economică a turnării continue.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 700–705

În lucrare se arată că adoptarea turnării continue asigură o reducere a volumului de investiții (proprii și conexe) și o reducere a prețului de cost. Se prezintă o metodă originală de calcul.

CZ 621.744.58

Popescu, V. și *Scorțea, C.* : **Uscarea superficială a formelor de turnătorie.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 706–710

În lucrare se prezintă cîteva instalații de uscare superficială a formelor de turnătorie și se arată avantajele acestei metode.

ДК 669.14.018.583–415 : 621.777

Павлов, И. М. и Драган, И.: **Исследование влияния режимов обжатия холодной прокаткой на электрические, магнитные свойства и на степень текстурирования трансформаторной стали.**

Metalurgia 15 (1963), № 12, стр. 673–678

Исследуется влияние режима обжатия в условиях холодной прокатки без изменения режима термической обработки (на магнитные и электрические свойства трансформаторной стали. Приводятся соображения относительно текстуры материала.

ДК 669.018.8

Косма, Д. Неделкович, В., Жолондковский, Л. и *Хуберт, Х.*: **Исследования по производству нержавеющих сталей**

Metalurgia 15 (1963), № 12, стр. 679–686

В статье усказаны возможности использования некоторых марок сталей на основе Cr—Mn, Cr—Mn—Ni и Cr—Mn—Ni—N, позволяющих достигнуть значительную экономию Ni. Приведены экспериментальные исследования, проведенные в этом направлении.

ДК 621.73 : 621.825 : 621.771.223

Михец, Г.: **Ковка втулок главной муфты блюминга.**

Metalurgia 15 (1963), № 12, стр. 687–690

Описывается ковка втулок по технологическому процессу точной ковки. Технические условия, предъявляемые втулкам не могут соблюдаться при применении обычных методов ковки.

ДК 621.74.001.5

Николою, Е. и *Фрухтер, С.*: **Замечания относительно отбора образцов для определения углерода в чугунах.**

Metalurgia 15 (1963), № 12, стр. 690–692

Описываются различные методы отбора образцов для определения эквивалентного углерода в чугунах. Наилучшие результаты достигаются посредством отливки чугуна в песке и отрезывания целых образцов или путем отливки чугуна в металлических изложницах.

ДК 621.73 : 621.824.3 : 621.436

Василиу, А.: **Ковка коленчатых валов для дизельных двигателей средней мощности.**

Metalurgia 15 (1963), № 12, стр. 693–696

Вкратце описываются методы ковки коленчатых валов, применяемые на заводе „23 августа".

ДК 669.587 : 621.357.7

Геллер, Е.: **Новая ванна для блестящего цинкования.**

Metalurgia 15 (1963), № 12, стр. 696–700

В статье освещаются технология и результаты полученные при применении нового рецепта для блестящего цинкования.

ДК 621.74.033.2

Бэлан, Е. и *Попеску, А.*: **Экономическая эффективность непрерывной отливки.**

Metalurgia 15 (1963), № 12, стр. 700–705

В статье указывается, что применение непрерывной отливки обеспечивает снижение объема капиталовложений (основных и дополнительных), а также сокращение себестоимости продукции. Описывается оригинальный метод расчёта.

ДК 621.744.58

Попеску, В. и *Скорця, К.*: **Поверхностная сушка литейных форм.**

Metalurgia 15 (1963), № 12, стр. 706–710

В статье описаны неколько установок для поверхностей сушки литейных форм и указываются преимущества этого метода.

CD 669.14.018.583–415 : 621.777

Pavlov, I. M. et *Drăgan, I.* : **Recherches concernant l'influence des régimes de réduction par laminage à froid sur les propriétés électriques, magnétiques et sur le degré de texture des tôles de transformateur.**

Metalurgia 15 (1963), no. 12, 673–678

On étudie l'influence du régime de réduction par laminage à froid (sans varier le régime de traitement thermique) sur les propriétés magnétiques et électriques des tôles de transformateur. Des considérations sont faites sur la texture du matériel.

CD 669.018.8

Cosma, D., *Nedelcovici, V.*, *Jolondkovski, L.* et *Hubert, H.* : **Recherches concernant la production des aciers inoxydables.**

Metalurgia 15 (1963), no. 12, p. 679–686

Les auteurs montrent les possibilités de l'utilisation de quelques marques d'acier à base de Cr—Mn, Cr—Mn—Ni et Cr—Mn—Ni—N qui permettent d'importantes épargnes de Ni. Sont présentées ensuite les recherches expérimentales qui s'y rapportent.

CD 621.73 : 621.825 : 621.771.223

Miheţ, G. : **Le forgeage des douilles du couplage principal des bloomings.**

Metalurgia 15 (1963), no. 12, p. 687–690

On décrit le forgeage des douilles selon un processus technologique de forgeage de précision. Par les méthodes usuelles de forgeage, les caractéristiques techniques des douilles ne peuvent pas être obtenues.

CD 621.74.001.5

Nicoloiu, E. et *Fruchter, S.* : **Observations concernant le prélèvement des éprouvettes pour déterminer la teneur en carbone de la fonte.**

Metalurgia 15 (1963), no. 12, p. 690–692

On explique les différentes méthodes de prélèvement des éprouvettes pour déterminer le carbone contenu dans la fonte. Les meilleurs résultats sont obtenus ou par la coulée des fontes en moules et par la coupe d'éprouvettes complètes ou bien par la coulée des fontes dans des coquilles métalliques.

CD 621.73 : 621.824.3 : 621.436

Vasiliu, A. : **Le forgeage des arbres-vilebrequins pour moteurs Diesel de puissance moyenne.**

Metalurgia 15 (1963), no. 12, p. 693–696

L'auteur présente sommairement les méthodes de forgeage des arbres-vilebrequins, appliquées dans les usines „23 August" — Bucarest.

CD 669.587 : 621.357.7

Geller, E. : **Un nouveau bain de zincage lisse.**

Metalurgia 15 (1963), no. 12, p. 696–700

On expose la technologie et les résultats acquis par l'application d'une nouvelle recette de zincage lisse.

CD 621.74.033.2

Bălan, E. et *Popescu, A.* : **L'efficacité économique de la coulée continue.**

Metalurgia 15 (1963), no. 12, p. 700–705

On démontre que la coulée continue assure une réduction des investissements (propres et connexes) et une diminution du prix de revient. Une méthode originale de calcul est présentée.

CD 621.744.58

Popescu, V. et *Scorţea, C.* : **Le séchage superficiel des formes de fonderie.**

Metalurgia 15 (1963), no. 12, p. 706–710

Les auteurs décrivent quelques installations de séchage superficiel des formes de fonderie et soulignent les avantages de cette méthode.

DC 669.14.018.583–415 : 621.777

Pavlov, I. M. and *Drăgan, I.* : **Researches on the influence of the conditions of reduction through cold rolling on the electrical and magnetical characteristics and on the degree of texturing of the transformer sheet.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 673–678

The authors are studying the influence of the reduction in the condition of cold rolling (without changing the thermic treatment) on the electrical and magnetic characteristics of the transformer sheet.

DC 669.018 8

Cosma, D., *Nedelcovici, V*,. *Jolondkovski, L.* and *Hubert, H.* : **Researches on the production of non-corrosive steels.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 679–686

The paper discusses the possible uses of some steel marks based on Cr–Mn, Cr–Mn–Ni and Cr–Mn–Ni–N allowing to obtain important Ni savings. Some information is given concerning the experiments carried out for that purpose.

DC 621.73 : 621.825 : 621.771.223

Miheț, G. : **Forging the bushings of the main couplings of blooming mills.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 687–690

One describes the forging of bushings according to a precision forging technological process. Usual forging methods do not allow to observe the technical conditions required from bushings.

DC 621 74.001.5

Nicoloiu, E. and *Fruchter, S.* : **Some observations concerning the sample taking for determining the carbon in pig iron.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 690–692

A description is given of the different methods of taking the samples in view of determining the carbon in pig irons. Best results are obtained by casting the pig irons in sand and cutting complete samples or by casting the pig irons in metallic chills.

DC 621.73 : 621 824.3 : 621.436

Vasiliu, A. : **The forging of crankshafts for medium-power Diesel engines.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 693–696

The author describes the general features of methods used to forge the crankshafts at the ,,23 August" Works.

DC 669.587 : 621.357 7

Geller, E. : **A new glossy zinc plating bath.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 696–700

The paper presents the technology and results obtained by applying a new recipe for glossy zinc plating.

DC 621 74.033.2

Bălan, E. and *Popescu, A.* : **The economic effectiveness of the continuous casting.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 700–705

It is emphasized that continuous casting provides a reduction in the investment volume and cost price. An original calculation method is presented.

DC 621.744.88

Popescu, V. and *Scorțea, C.* : **The superficial drying of moulds.**

Metalurgia 15 (1963), nr. 12, p. 706–710

Several plants for the superficial drying of moulds are described and their respective advantages pointed out.

DK 669.14.018.583 – 415 : 621.777

Pavlov, I. M. und *Drăgan, I.* : **Untersuchungen des Einflusses der Stauchung durch Kaltwalzen auf die elektrischen und magnetischen Eigenschaften und den Texturierungsgrad der Transformatorenbleche.**

Metalurgia 15 (1963), H. 12, S. 673 – 678

Die Verfasser studieren den Einfluss der Stauchung beim Kaltwalzen (ohne Änderung der Wärmebehandlung) auf die magnetischen und elektrischen Eigenschaften des Transformatorenbleches. Gleichzeitig wird das Zusammenfügen des Werkstoffs besprochen.

DK 669.018.8

Cosma, D. Nedelcovici, V., Jolondkovski, L. und *Hubert, H.* : **Untersuchung zur Herstellung von nichtoxydierbaren Stählen.**

Metalurgia 15 (1963), H. 12, S. 679 – 686

Im Aufsatz werden die Verwendungsmöglichkeiten von Cr – Mn –, Cr – Mn – Ni – und Cr – Mn – Ni – N – Stählen, durch die bedeutende Nickeleinsparungen erzielt werden können, dargelegt. Die in dieser Richtung vorgenommenen Untersuchungen werden beschrieben.

DK 621.73 : 621.825 : 621.771.223

Mihet, G. : **Das Schmieden der Buchsen der Hauptkupplung bei Blooming-Walzwerken.**

Metalurgia 15 (1963), H. 12, S. 687 – 690

Der Verfasser beschreibt das Schmieden der Buchsen nach einem technologischen Prozess des Präzisionsschmiedens, da durch die gewöhnlichen Schmiedeverfahren nicht die, an die Buchsen gestellten technischen Ansprüche erfüllen werden können.

DK 621.74.001.5

Nicoloiu, E. und *Fruchter, S.* : **Betrachtungen zur Entnahme von Proben zur Bestimmung des Kohlenstoffs im Roheisen.**

Metalurgia 15 (1963), H. 12, S. 690 – 692

Es werden verschiedene Verfahren der Probeentnahme für die Bestimmung des Kohlenstoffgehalts im Roheisen beschrieben. Die besten Ergebnisse werden durch das Giessen des Roheisens in Sand und dem Schneiden vollständiger Proben oder durch Giessen des Roheisens in Metallkokillen erzielt.

DK 621.73 : 621.824.3 : 621.436

Vasiliu, A. : **Das Schmieden der Kurbelwellen für mittelstarke Dieselmotoren.**

Metalurgia 15 (1963), H. 12, S. 693 – 696

Es werden zusammenfassend die Schmiedeverfahren für Kurbelwellen dargelegt, die in den „23. August” – Werken angewandt werden.

DK 669.587 : 621.357.7

Geller, E. : **Ein neues Bad zum Glanzverzinken.**

Metalurgia 15 (1963), H. 12, S. 696 – 700

Im Aufsatz wird die Technologie und die erzielten Ergebnisse nach Anwendung einer neuen Badzusammensetzung für Glanzverzinken dargelegt.

DK 621.74.033.2

Bălan, E. und *Popescu, A.* : **Der wirtschaftliche Nutzen des kontinuierlichen Giessens.**

Metalurgia 15 (1963), H. 12, S. 700 – 705

Im Aufsatz wird gezeigt, dass die Einführung des kontinuierlichen Giessens eine Herabsetzung des Investitionsvolumens und die Senkung des Selbstkostenpreises sichert. Es wird ein neauartiges Berechnungsverfahren dargelegt.

DK 621.744.58

Popescu, V. und *Scorțea, C.* : **Die Oberflächentrocknung der Gussformen.**

Metalurgia 15 (1963), H. 12, S. 706 – 710

Die Verfasser beschrieben einige Anlagen zur oberflächlichen Trocknung der Gussformen und unterstreichen die Vorteile dieses Verfahrens.

METALURGIA

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI SI
AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.

ANUL 15
Nr. 12
BUCUREŞTI
DECEMBRIE
1963

STUDII ŞI CERCETĂRI EXPERIMENTALE

CZ 669.14.018.583—415 : 621.777

Cercetări privind influenţa regimurilor de reducere prin laminare la rece asupra proprietăţilor electrice, magnetice şi asupra gradului de texturare a tablelor de transformator

Prof. I. M. PAVLOV şi ing. I. DRĂGAN
membru corespondent al Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S. I.C.E.M.

In prezent, diferite uzine producătoare de table de transformator obţinute prin laminare la rece aplică următoarea schemă de fabricaţie: laminarea la cald în rulouri pînă la 2,2—3,0 mm grosime recoacerea oxidantă a rulourilor la temperaturi de 760—780°C; decaparea continuă; prima laminare la rece pînă la 0,85—1,0 mm grosime; recoacerea în gaz protector la temperaturi de 760—780°C; a doua laminare la rece pînă la 0,35 mm grosime şi recoacerea în vid la temperaturi înalte (1 100°C).

Proprietăţile electrice şi magnetice superioare ale tablelor de transformator depind de textura obţinută în materialul finit. Textura (110, 100) denumită „textură Goss", pentru care se obţin proprietăţi electrice şi magnetice optime, se caracterizează prin suprapunerea axei de magnetizare pe muchia cubului (100), iar diagonala planului cubului (110) se găseşte în planul tablei. Cu cît această textură este mai bună, cu atît mai precis sînt orientate muchiile cuburilor în lungul direcţiei laminării [1—5].

S-a stabilit [6] că mărimea gradului total de reducere în primul şi în al doilea stadiu al laminării (la rece) influenţează în foarte mare măsură procesul de formare a texturii (în special la recoacerea în vid).

Unele cercetări recente [7] au arătat că, aplicîndu-se un grad de reducere în primul stadiu al laminării la rece mai mic decît în cel de-al doilea, proprietăţile electrice şi magnetice, precum şi gradul de texturare obţinut, sînt inferioare celor ale tablelor de transformator laminate în primul stadiu al laminării la rece, cu un grad de reducere mai mare decît în stadiul al doilea.

Scopul efectuării prezentei lucrări a fost de a scoate în evidenţă influenţa regimului de reducere în condiţiile laminării la rece asupra proprietăţilor finale ale tablei de transformator (fără a se varia regimul de tratament termic).

Regimurile de laminare experimentate. Ca material iniţial s-a folosit oţel de transformator, elaborat în cuptorul electric şi apoi menţinut sub vid circa 10 min, fiind laminat în continuare la cald pînă la grosimea de 2,5 mm.

Compoziţia chimică a oţelului de transformator după elaborare a fost următoarea: C — —0,04%; Si—3,2%; S—0,007%; P—0,011%; Al — 0,025%.

Laminarea la rece s-a efectuat la un laminor cvarto cu diametrul cilindrilor de lucru de 190 mm; dimensiunile eşantioanelor folosite au fost de 25 × 100 × 2,5 mm. Cilindrii de lucru sînt din oţel cementat şi călit. Laminarea la rece s-a efectuat în laboratorul de pe lîngă Catedra de laminare a Institutului de oţeluri şi aliaje din Moscova.

După laminarea la cald (care s-a efectuat la un laminor Steckel la Combinatul metalurgic din Lipeţk), oţelul de transformator a fost supus recoacerii oxidante, după care a urmat decaparea la o temperatură de 90°C într-o soluţie cu următoarea compoziţie chimică: 16,5—19% H_2SO_4 şi 13—15% $FeSO_2$.

Pentru a scoate în evidenţă influenţa regimului de reducere în condiţiile laminării la rece asupra proprietăţilor electrice şi magnetice şi asupra formării texturii la tabla de transformator, reducerea a fost schimbată atît în primul stadiu al laminării la rece (de la 2,5 mm pînă la circa 0,85 mm), cît și în cel de-al doilea stadiu al laminării la rece (de la 0,85 mm la 0,35 mm).

În total au fost experimentate patru scheme de regimuri de reducere cu recoaceri intermediare în gaz protector și două regimuri de reducere fără recoaceri intermediare (deci laminarea directă de la 2,5 mm la 0,35 mm), la care însă s-a aplicat o recoacere finală la temperaturi ridicate și în vid.

În primul stadiu al laminării la rece au fost folosite diferite regimuri de reducere (constante, crescătoare și descrescătoare), iar în al doilea stadiu al laminării la rece (după recoacerea intermediară), regimuri de reducere constante și descrescătoare.

Afară de influența regimului de reducere, s-a studiat și influența reducerii totale în cele două stadii de laminare la rece asupra proprietăților electrice și magnetice ale oțelului de transformator.

În timpul laminării la rece ca unguent lubrifiant a fost folosită o emulsie în soluție de 25%.

Laminarea la rece s-a efectuat în condiții de laborator.

Pentru fiecare regim de laminare s-au folosit circa 20 de eșantioane cu dimensiunile amintite și s-a luat ca valoare a reducerii media obținută pe fiecare trecere și stadiu de laminare a acestor 20 de eșantioane.

Tabela 1

Nr. de treceri	Grosimea eșantioanelor, mm		Reducerea pe trecere		Reducerea totală pe stadiu de laminare, %	Gradul total de redcere, %
	înainte de trecere	după trecere	mm	%		
	a) primul stadiu al laminării la rece					
1	2,54	1,66	0,88	34,6		
2	1,66	1,10	0,56	33,8	56,6	
	b) al doilea stadiu al laminării la rece					
1	1,10	0,69	0,41	37,2		
2	0,69	0,52	0,17	24,7		
3	0,52	0,42	0,10	19,2		
4	0,42	0,38	0,04	9,5		
5	0,38	0,35	0,03	7,9	68,0	86,6

În regimul nr. 1 laminarea eșantioanelor de la grosimea de 2,54 mm pînă la grosimea de 0,35 mm s-a efectuat în șapte treceri, cu recoacere intermediară la o grosime de 1,10 mm.

În primul stadiu al laminării (fig. 1) s-au efectuat două treceri cu regim de reducere constant ($\Delta h \cong 34\%$). Gradul total de reducere în primul stadiu a fost de 56,6%.

În stadiul al doilea al laminării s-au efectuat cinci treceri cu regim de reducere descrescător (pe trecere) gradul total de reducere a fost de 68,0%.

La regimul nr. 2 (fig. 2), laminarea eșantioanelor de la 2,54 mm pînă la 0,35 mm grosime a avut loc în opt treceri, cu recoacere intermediară la 0,86 mm grosime.

Ambele stadii ale laminării au fost efectuate în regimuri de reducere descrescătoare.

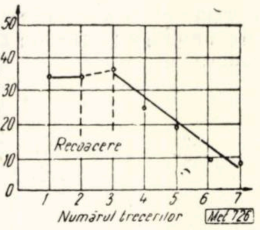


Fig. 1

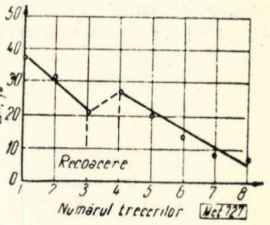


Fig. 2

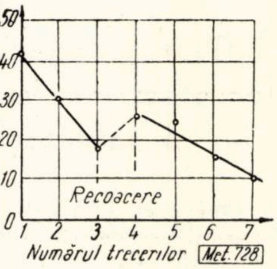


Fig. 3

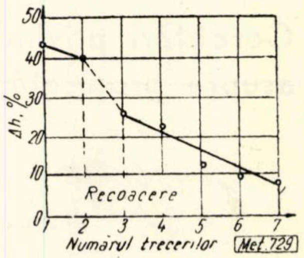


Fig. 4

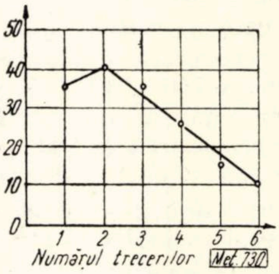


Fig. 5

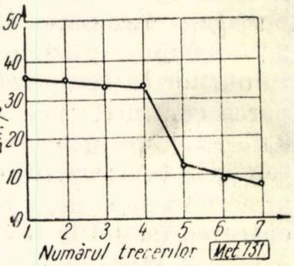


Fig. 6

Tabela 2

Nr. de treceri	Grosimea eșantioanelor, mm		Reducerea pe trecere		Reducerea totală pe stadiu de laminare, %	Gradul total de reducere, %
	înainte de trecere	după trecere	mm	%		
	a) primul stadiu al laminării la rece					
1	2,54	1,58	0,96	37,8		
2	1,58	1,09	0,49	31,1		
3	1,09	0,86	0,23	21,0	66,0	
	b) al doilea stadiu al laminării la rece					
1	0,86	0,62	0,24	27,9		
2	0,62	0,49	0,13	21,0		
3	0,49	0,42	0,07	14,3		
4	0,42	0,38	0,04	9,5		
5	0,38	0,35	0,03	7,9	59,4	86,6

După cum se vede din figura 3, laminarea eșantioanelor de la 2,54 mm la 0,35 mm grosime s-a efectuat în șapte treceri. Și în acest caz regimul de reduceri a fost descrescător, atît în primul stadiu, cît și în stadiul al doilea.

Tabela 3

Nr. de treceri	Grosimea eşantioanelor, mm: înainte de trecere	Grosimea eşantioanelor, mm: după trecere	Reducerea pe trecere: mm	Reducerea pe trecere: %	Reducerea totală pe stadiu de laminare, %	Gradul total de reducere, %
	a) primul stadiu al laminării la rece					
1	2,54	1,46	1,08	42,5		
2	1,46	1,01	0,45	30,8		
3	1,01	0,83	0,18	17,8	67,3	
	b) al doilea stadiu al laminării la rece					
1	0,83	0,61	0,22	26,4		
2	0,61	0,46	0.15	24,6		
3	0.46	0,39	0,07	15,2		
4	0,39	0,35	0,04	10,2	58,0	86,6

Tabela 4

Nr. de treceri	Grosimea eşantioanelor, mm: înainte de trecere	Grosimea eşantioanelor, mm: după trecere	Reducerea pe trecere: mm	Reducerea pe trecere: %	Reducerea totală pe stadiu de laminare, %	Gradul total de reducere, %
	a) primul stadiu al laminării la rece					
1	2,55	1,41	1,14	44,6		
2	1,41	0,84	0,57	40,5		
	b) al doilea stadiu al laminării la rece					
1	0,84	0,62	0,22	26,2		
2	0,62	0,48	0,14	22,6		
3	0,48	0,42	0,06	12,5		
4	0,42	0,38	0,04	9,5		
5	0,38	0,35	0,03	7,9	58,0	86,7

Diferenţa dintre regimul nr. 2 şi regimul nr. 3 constă numai în valorile reducerii relative care, în primul stadiu de laminare, este mai mare în cazul regimului nr. 3, iar în stadiul al doilea este mai mare la regimul nr. 2.

După cum se vede din figura 4, regimul nr. 3 este o variantă a regimului nr. 1 (în primul stadiu, reduceri constante, iar în al doilea stadiu, descrescătoare).

Diferenţa constă în faptul că grosimea intermediară, obţinută după primul stadiu de laminare, diferă, deci şi gradul de reducere în cele două stadii este diferit. Această variantă a regimului nr. 1 s-a studiat cu scopul de a se vedea şi influenţa gradului total de reducere în fiecare stadiu de laminare asupra proprietăţilor electrice şi magnetice ale oţelului de transformator obţinut în final.

În cazul regimului nr. 4, laminarea eşantioanelor de la 2,55 mm la 0,35 mm grosime s-a efectuat în şapte treceri cu recoacerea intermediară după trecerea a doua.

Gradul total de reducere în primul stadiu a fost de 67,0%, iar în cel de-al doilea, 58,0%.

După cum rezultă din figura 5, în cazul regimului nr. 5 laminarea eşantioanelor de la 2,55 mm la 0,35 mm grosime s-a efectuat în şase treceri, fără recoacere intermediară. Acest regim a fost studiat cu scopul determinării influenţei recoacerii intermediare asupra proprietăţilor electrice şi magnetice ale tablei de transformator. Reducerea aplicată la acest regim creşte la început, apoi descreşte treptat.

Tabela 5

Nr. de treceri	Grosimea eşantioanelor, mm: înainte de trecere	Grosimea eşantioanelor, mm: după trecere	Reducerea pe trecere: mm	Reducerea pe trecere: %	Gradul total de reducere, %
1	2,55	1,62	0,93	36,5	
2	1,62	0,96	0,66	40,6	
3	0,96	0,62	0,34	35,5	
4	0,62	0,46	0,16	25,8	
5	0,46	0,39	0,07	15,2	
6	0,39	0,35	0,04	10,3	86,7

Tabela 6

Nr. de treceri	Grosimea eşantioanelor, mm: înainte de trecere	Grosimea eşantioanelor, mm: după trecere	Reducerea pe trecere: mm	Reducerea pe trecere: %	Gradul total de reducere, %
1	2,55	1,65	0,90	35,3	
2	1,65	1,07	0,58	35,2	
3	1,07	0,72	0,35	32,8	
4	0,72	0,48	0,24	33,4	
5	0,48	0,42	0,06	12,5	
6	0,42	0,38	0,04	9,5	
7	0,38	0,35	0,03	7,9	86,7

În cazul regimului nr. 6 (fig. 6), laminarea eşantioanelor de la 2,55 mm la 0,35 mm grosime s-a efectuat în şapte treceri şi, de asemenea, fără recoacere intermediară. Diferenţa dintre regimurile nr. 5 şi nr. 6 constă în reducerile aplicate pe treceri, fapt care rezultă clar din figurile 5 şi 6.

Tuturor eşantioanelor obţinute prin diferitele regimuri de laminare li s-a aplicat, în final, o recoacere în vid la temperaturi ridicate.

Regimul nr. 7 este identic cu regimul nr. 5 la care, după recoacere în vid, s-a mai aplicat o recoacere suplimentară la 780°C în gaz protector (95% N_2 şi 5% H_2), pentru a verifica concluziile anumitor autori referitoare la influenţa acestei recoaceri asupra proprietăţilor electrice şi magnetice.

Regimul nr. 8 este identic cu regimul de laminare nr. 6, la care, de asemenea, s-a aplicat, după recoacerea în vid, o recoacere la 780°C în gaz protector.

Laminarea la rece a oţelului de transformator de la grosimea de 2,5 mm la 0,85 mm sau la 0,35 mm, fără aplicarea recoacerii oxidante după laminarea la cald, îngreuiază foarte mult procesul de deformare în timpul laminării la rece şi, în plus, duce la obţinerea altor valori nesatisfăcătoare ale inducţiei magnetice.

De asemenea, prin recoacere oxidantă are loc și decarburarea oțelului de transformator. În cazul nostru, conținutul de carbon după recoacerea oxidantă a fost de 0,014%.

Recoacerea oxidantă s-a efectuat în condiții de uzină în cuptoare electrice cu o putere de 600 kW.

Timpul total de recoacere a fost de 55 h, din care :

— încălzire pînă la 300°C, 6,0 h ;
— încălzire pînă la temperatura de recoacere de 760°C cu o viteză de 25°C/h, 19,0 h
— menținerea la temperatura de recoacere, 30,0 h.

Recoacerea albă. Este cunoscut faptul că decarburarea oțelului de transformator are loc numai prin recoacerea neagră ; recoacerea albă se aplică pentru : înlăturarea ecruisajului obținut în urma laminării la rece și pentru formarea texturii de bază a matriței, plus formarea texturii Goss în proporție de 2—5% în perioada recristalizării primare, care are loc la temperatura de 525—550°C.

Recoacerea albă a avut loc în gaz protector de compoziție : 95% N_2 și 5% H_2. Cuptoarele folosite au o putere de 600 kW. Temperatura de recoacere a fost de 780°C în prima zonă, de 800°C în zona a doua și de 780°C în zona a treia.

Timpul de încălzire și de menținere la temperatura de recoacere a fost de 45 h, iar timpul de răcire sub mufă pînă la temperatura de 180°C, de circa 70 h.

Recoacerea în vid. La recoacerea în vid la temperaturi ridicate, în oțelul de transformator are loc recristalizarea, formarea texturii, desăvîrșirea rețelelor cristalografice, rafinarea metalului de impurități și coagularea incluziunilor.

Recoacerea în vid a fost aplicată la toate regimurile de laminare, atît pe considerentul înlăturării cementitei secundare și terțiare care măresc considerabil pierderile (în W/kg), cît și pentru obținerea unei structuri uniforme din punctul de vedere al mărimii grăunților, care asigură o inducție magnetică satisfăcătoare (în special, B_{10} și B_{25}).

Recoacerea a avut loc în cuptoare electrice cu capac cu o putere de 335 kW.

Timpul de încălzire pînă la temperatura de recoacere (1 100°C) cu o viteză de 25°C/h a fost de 25 h. Timpul de menținere la 1 100°C a fost de 25 h.

După recoacere a avut loc răcirea materialului pînă la 580°C în 100 h, după care vidul s-a înlăturat, răcirea avînd loc în continuare în gaz protector cu compoziția amintită pînă la temperatura de 180°C timp de 30 h.

Măsurarea rezistenței electrice. Rezistența electrică s-a măsurat la puntea Thomson, care dă posibilitatea determinării cu mare precizie a rezistențelor electrice mici.

Precizia acestei metode de măsurat depinde de rezistența punții și de sensibilitatea galvanometrului de linie. La măsurarea unei rezistențe electrice de mărimea 0,0001—0,001 Ω, precizia este de 0,1%.

Plecînd de la legile lui Kirchhoff, se obțin pentru determinarea rezistenței electrice următoarele formule :

$$R_x = R_N = \frac{r_1}{R_1},$$

unde :

R_N este rezistența etalon (0,01 Ω) ;
R_1 — rezistența pentru 100 Ω ;
r_1 — rezistența citită la aparat.

Rezistența specifică (ρ) se determină după formula :

$$\rho = R_x \frac{S}{l},$$

unde :

S este secțiunea transversală a eșantionului măsurat, mm^2 ;
l — lungimea măsurată a eșantionului, m.

Pentru determinarea rezistenței electrice specifice s-au folosit eșantioane cu o lungime de 152 mm, o lățime de 30 mm și o grosime de 0,35 mm.

Pentru micșorarea erorilor de măsurare, la fiecare eșantion s-au efectuat două măsurări prin tensiune contrară și s-a luat media aritmetică a valorilor rezultate.

De asemenea, pentru o siguranță mai mare, pentru fiecare regim de reduceri s-au măsurat cinci eșantioane.

Valoarea rezistenței electrice specifice obținute este redată în tabela 7.

Tabela 7

Regim de laminare nr.	1	2	3	4	5	6	7	8
ρ, Ω mm^2/m	0,45	0,49	0,50	0,48	0,47	0,45	0,47	0,47

Rezultatele măsurărilor obținute arată că mărimea rezistenței electrice specifice depinde în mică măsură de regimul de reducere și de gradul total de reducere în cele două stadii de laminare. Valorile mai mici s-au obținut pentru eșantioanele laminate cu un grad de reducere total, în primul stadiu de laminare, de 56,6%, precum și pentru eșantioanele laminate fără recoacere intermediară.

Studierea texturii. Pentru studierea texturii s-au folosit două metode : metoda metalografică cu ajutorul figurilor de coroziune și după anizotropia modulului de elasticitate. Studiul texturii s-a efectuat pe eșantioane transversale, pe plane perpendiculare pe direcția laminării. Șlefuirea s-a făcut mecanic, iar atacul cu o soluție de 20% HNO_3 și 80% alcool.

În funcție de poziția cubului elementar, raportată la direcția de laminare, figurile de coroziune obținute în urma atacului metalografic prezintă diferite contururi geometrice. În acest fel, prin suprapunerea planurilor de laminare ale eșantioanelor studiate pe planurile cristalografice care au indici mici, orientarea grăunților se determină foarte simplu :

— planul (100) dă figura de coroziune de formă pătrată ;

— planul (110) dă figura de coroziune de formă dreptunghiulară, și

— planul (111) dă figura de coroziune de formă triunghiulară.

Din cercetările efectuate a reieșit clar că textura eșantioanelor studiate este de tipul Goss, adică (110) [001], iar circa 5% din textură este cubică.

În cazul texturii Goss, direcția preferată de magnetizare [001] se suprapune cu direcția de laminare, iar în direcția perpendiculară laminării se găsește direcția puțin favorabilă magnetizării (110). Direcția cea mai nefavorabilă magnetizării (111) se găsește, de asemenea, în planul tablei sub un unghi de 55° față de direcția laminării. Aceste două direcții duc la o anizotropie accentuată a tablei de transformator.

Textura cubică din acest punct de vedere este mai avantajoasă. Axa magnetizării preferate (001) se găsește în direcția de laminare, iar direcția magnetizării nefavorabile (111) lipsește din planul tablei. Prin aceasta, curentul electric poate fi schimbat și la 90°, fără a avea proprietăți electrice și magnetice diferite, deci tablele de transformator cu textură cubică sînt aproximativ perfect izotrope.

Dezavantajul mare al acestei texturi cubice este faptul că stricțiunea magnetică la tablele de transformator (cu textură cubică) este mai mare decît la tablele cu textura Goss.

În cazul folosirii tablelor de transformator cu textură Goss (110) [001], atunci cînd și direcția curentului se suprapune cu direcția de laminare, proprietățile electrice și magnetice sînt superioare tablelor de transformator cu textură cubică.

Gradul de texturare poate fi determinat nu numai prin metode directe, ci și prin metode indirecte ; astfel se poate determina anizotropia unei oarecare proprietăți ; în cazul tablei de transformator se poate folosi metoda determinării modulului de elasticitate al eșantioanelor în comparație cu modulul de elasticitate al monocristalului de Fe—Si (care reprezintă 100% grad de texturare), metodă prelucrată de candidatul în științe tehnice G. A. Rimașevski.

Din tabla laminată se taie eșantioane pe direcția laminării, sub un unghi de 55° și sub un unghi de 90° față de direcția laminării, și se determină apoi modulurile de elasticitate.

Gradul de texturare W,% se determină după formulele :

$$W = \frac{A - B}{A_0} \cdot 100, \%,$$

unde :

W este gradul de texturare, % ;

$$A = \frac{A_{111} - E_{100}}{E_{med}};$$

$$A_0 = \frac{E_{111} - E_{100}}{E_{med}}.$$

Gradul de texturare a monocristalului de Fe—Si este considerat 100%.

$$B = \left| \frac{E_{110}}{E_{med}} \text{eșantion} - \frac{E_{110}}{E_{med}} \text{monocristal} \right|;$$

E_{111} — modulul de elasticitate după planul (111) ;

E_{100} — modulul de elasticitate după planul (100) ;

$$E_{med} = \frac{3E_{100} + 6E_{110} + 4E_{111}}{13}.$$

Modulul de elasticitate se determină în funcție de frecvența rezonanței obținute la modulometru.

$$E = 3{,}91 \cdot \frac{l^4 \cdot d \cdot \nu^2}{h^2} \cdot 10^{-70}, \text{ kg/cm}^2,$$

unde :

l este lungimea măsurată a eșantionului, cm ;

d — densitatea oțelului de transformator măsurat, g/cm^2 ;

h — grosimea eșantionului, cm ;

ν — frecvența rezonanței, Hz.

Eșantioanele măsurate au avut dimensiunile : 80 × 10 × 0,35 mm. O atenție deosebită s-a acordat determinării grosimii eșantioanelor ; pentru fiecare eșantion s-au efectuat 10 măsurări și s-a luat media lor.

Pentru fiecare direcție (0°, 55° și 90°) s-au măsurat cîte trei eșantioane și s-a determinat apoi media lor (tabela 8).

Tabela 8

Regim nr.	E_{med} 0°, kg/mm^2	E_{med} 55°, kg/mm^2	E_{med} 90°, kg/mm^2	$E_{general}$, kg/mm^2	W, %
1	12 480	22 590	19 688	18 900	63,0
2	11 200	23 830	19 445	19 000	83,6
3	11 617	23 250	22 025	19 050	72,0
4	11 729	23 550	20 166	19 200	73,0
5	11 920	23 330	20 610	19 420	67,4
6	11 775	23 990	20 391	19 450	73,0
7	12 575	23 640	20 408	19 600	66,2
8	13 216	23 590	19 481	19 300	67,2

Din măsurările efectuate rezultă că regimul de reduceri nr. 2 duce la un grad de texturare superior celorlalte regimuri. Interesant este faptul că la regimul nr. 2 și proprietățile electrice și magnetice sînt superioare în comparație cu celelalte regimuri.

Comparînd regimurile nr. 1 și nr. 4 rezultă că la regimul pentru care gradul total de reducere este mai mare în primul stadiu de laminare, se obține un grad de texturare superior. De exemplu, în cazul regimului nr. 4, $W = 73{,}0\%$, gradul de reducere în primul stadiu este de 67,0%, iar în cazul regimului nr. 1, $W = 63{,}0\%$, gradul total de reducere în primul stadiu de laminare este de 55,6%.

De asemenea, comparînd regimurile de reducere nr. 1, 2, 3 și 4, se observă că gradul de texturare se obține foarte diferit, deși tratamentul termic aplicat este același pentru toate regimurile. De aici rezultă că regimul de reducere are o influență foarte mare asupra proprietăților oțelului de transformator.

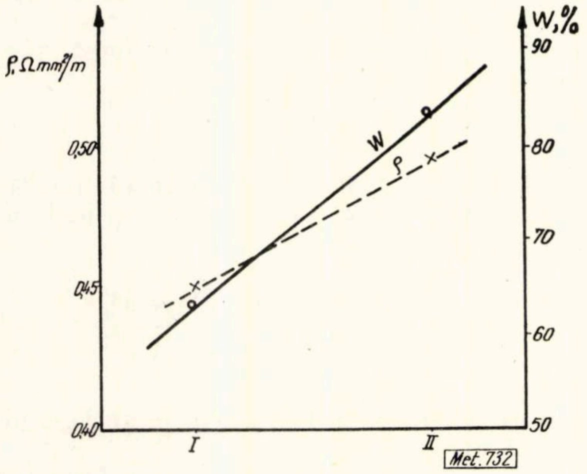


Fig. 7.

Dacă se compară regimurile de reducere nr. 5, 6, 7 și 8, se observă că, deși regimurile nr. 5 și 7 (respectiv nr. 6 și 8) sînt identice, gradul de texturare este diferit. Deci, afară de regimul de reducere, o influență destul de mare asupra proprietăților oțelului de transformator o are și tratamentul termic aplicat.

Experiențele efectuate au arătat că un grad de texturare ridicat se obține atunci cînd în primul stadiu de laminare la rece se aplică un grad total de reducere mai mare decît 60—65%, iar al doilea stadiu de laminare (după recoacerea intermediară) cînd se aplică un grad total de reducere mai mic decît 60%. Aceasta, după părerea autorilor, se explică prin faptul că, aplicînd în primul stadiu de laminare un grad total de reducere de 65—69%, în urma recoacerii intermediare în gaz protector se obține o textură de deformare cu tendințe mai apropiate de a trece în textură Goss, deci cu energie liberă de suprafață mai mare; prin recoacerea în vid în perioada recristalizării secundare, aceasta este prima care se transformă în textură Goss, împiedicînd astfel formarea altor tipuri de texturi în cantități apreciabile.

Din figura 7 (în care: *I* — regimul de reduceri nr. 1; *II* — regimul de reduceri nr. 2) rezultă că, aplicînd un grad de reduceri mai mare în primul stadiu al laminării decît în stadiul al doilea, gradul de texturare *W*, % și rezistența electrică specifică ρ sînt superioare față de regimul de reduceri unde, în primul stadiu, s-au aplicat reduceri mai mici decît în stadiul al doilea.

---

[1] *Subin, G. N., Drujinin, V, V., Karoleva, V. A., Prosova, T. I., Serstiuk, M. I.* și *Kurenîh, L. K.* Vlianie ugleroda na magnitnîe svoistva transformatornoi stali. In : Stali, nr. 5, 1961. [2] *Frșova, L. P., Kolov, M. I., Kocineb, M. F., Miranov, L. V.* și *Hisomov, F. N.* Vlianie parametrov tehnologhiceskova proțesa na svoistva holodnokatonoi transformatornoi stali. In : Stali, nr. 8, 1959. [3] *Koroleva, V. A.* și *Serstiuk, M. I.* Ustranenie novîsennoi hrupkosti goreacekatanoi transformatornoi stali. In : Stali, nr. 6, 1956. [4] *Kolov, M. I., Erșova, L. P.* și *Selimonov, N. M.* Vlianie velicinî zerna na magnitnîe svoistva holodnokatonoi transformatornoi stali. In : Stali, nr. 8, 1962. [5] *Mironov, L. V., Doroșek, S. I., Kolov, M. I.* și *Erșova, L. P.* Vlianie rejima holodnoi prokatki namagnitnîe svoistva transformotornoi stali. In : Biuleteni TIINCEM, nr. 10 (366), 1959. [6] Tehnologhia proizvodstvo holodnokatonoi transformatornoi stali. In : Biuleteni TIINCEM, nr. 18, 1946. [7] *Fedosov, N.M., Makeev, D. I., Brinză, V. N.* și *Anofrikov, V. E.* Otciot po teme „Issledovanie rejima objatii pri holodnoi prokatke na magnitnîe svoistva transformatornoi stali”. Moscova, 1962.

CZ 669.018.8

Cercetări privind producerea oțelurilor inoxidabile

Ing. D. COSMA, ing. V. NEDELCOVICI, ing. L. JOLONDKOVSKI, ing. H. HUBERT
I.C.E.M.

Importanța economică a oțelurilor inoxidabile se reflectă în cantitățile de oțel elaborate în prezent în întreaga lume, precum și în ritmul și tendința continuă de creștere a producției acestora, în raport cu creșterea producției de oțel în ansamblu [1], [2].

Astfel, în planul septenal de dezvoltare a economiei naționale a U.R.S.S. se prevede o creștere a producției de oțeluri speciale (inclusiv inoxidabile) între 120–200%, față de 50–69% cît este creșterea producției de oțeluri aliate [3].

În tabela 1 se prezintă valorile producțiilor de oțel inoxidabil și refractar din anii 1955–1960 și ponderea față de producția de oțel în ansamblu în cazul a șase țări cu industrie dezvoltată. Se observă că în decurs de cinci ani producția de oțel inoxidabil a crescut de aproximativ 2,5 ori.

Diversitatea domeniilor de folosire a oțelurilor inoxidabile se reflectă și în numărul mare de mărci existente, care, în cazul a opt țări mari producătoare de oțeluri (U.R.S.S., S.U.A., R.F.G., Anglia, R.S.C., Franța, Japonia și Suedia), însumează circa 530 mărci standardizate.

Tabela 1

Țara	Producția de oțel inoxidabil, t		Ponderea față de producția de oțel globală, %	
	1955	1960	1955	1960
R.F.G.	87 000	259 400	0,41	0,77
Anglia	136 800	223 500	0,68	0,90
Franța	73 000	188 100	0,59	1,12
Suedia	83 400	176 500	3,92	5,57
Italia	19 600	58 400	0,36	0,72
Japonia	29 500	180 800	0,31	0,82

Elaborarea oțelurilor inoxidabile a pus în fața cercetătorilor o serie de probleme dificile legate, în primul rînd, de compoziția chimică a acestora, care să asigure structuri corespunzătoare și rezistențe ridicate la coroziune.

Compoziția optimă care asigură realizarea acestor cerințe este cea a oțelului cu 18% Cr și 8% Ni, considerat prototipul clasei oțelurilor inoxidabile austenitice.

În condițiile existenței unei rezerve suficiente de nichel, aceste oțeluri au avut o largă răspîndire datorită rezistenței lor la coroziune în mediu oxidant și slab reducător.

Pentru a se îmbunătăți rezistența la coroziune intercristalină, acestea au fost aliate suplimentar cu elemente stabilizatoare ca Ti, Nb sau mai recent Mo și Ta, iar pentru îmbunătățirea plasticității la rece și la cald și a prelucrabilității prin așchiere, cu lantanide și, respectiv, Se, Te.

Avînd în vedere faptul că din producția totală de oțeluri inoxidabile cea mai mare parte o reprezintă oțelurile de tip 18–8 (în U.R.S.S. circa 70%) cu conținut ridicat de nichel, în ultimii ani s-a pus problema găsirii unor noi mărci de oțeluri inoxidabile, în care nichelul să fie înlocuit, parțial sau integral, cu alte elemente gamagene, accesibile și ieftine, ca Mn și N.

Problema utilizării Mn și N drept înlocuitori parțiali sau totali ai Ni a constituit obiectul preocupărilor multor cercetători. Astfel Samarin [4] încă în anul 1938 a studiat influența azotului asupra oțelurilor înalt aliate cu crom. Realizarea oțelurilor inoxidabile de înlocuire a ridicat o serie de probleme teoretice și practice, ca de exemplu studiul solubilității azotului în topituri de crom, mangan, în diferite faze solide etc. [5, 6, 7, 8].

Multe dintre soluțiile găsite s-au concretizat în metode moderne de elaborare și turnare, ca turnarea sub presiune ridicată, turnarea sub argon, barbotarea cu argon, utilizarea Mg la turnare etc., și în multe patente [9, 10, 11].

După cercetări întreprinse în diverse țări s-au creat noi clase de oțeluri inoxidabile de înlocuire, dintre care 26 mărci au fost standardizate în U.R.S.S., S.U.A., R.F.G., Franța.

Folosirea pe scară largă a acestor oțeluri ca înlocuitori ai oțelului 18–8 a dus la economii mari de Ni, concretizate, de exemplu, în S.U.A. prin scăderea consumului de Ni, în perioada 1956–1958, de la 115 700 t la 67 800 t anual [12].

Datorită dezvoltării puternice a industriei petrolului și chimiei, a industriei alimentare și ușoare, a industriei constructoare de mașini, țara noastră a devenit un important consumator de oțeluri inoxidabile. Deoarece în prezent circa 90% din necesarul de oțel inoxidabil se importă, fabricarea lui a devenit o sarcină economică deosebită.

Deși sînt standardizate opt mărci de oțeluri inoxidabile, dintre care două austenitice de tip 18–8, ele nu se fabrică curent în țară, fiind în cea mai mare parte importate sub formă de tablă. Din consumul total de oțel inoxidabil, circa 80% reprezintă oțelul de tip 18–8, fapt care arată o folosire nerațională a acestuia și pentru condiții slab agresive.

Față de cele menționate se impune și pentru țara noastră, pe de o parte, găsirea unor mărci de oțeluri de înlocuire pe bază de Cr-Mn, Cr-Mn-Ni și Cr-Mn-Ni-N, care să reducă consumul de nichel și, pe de altă parte, crearea unei clase de oțeluri inoxidabile ținînd seamă de solicitările reale. Acest lucru este realizabil avînd în vedere posibilitatea procurării elementelor de aliere din ţară sau din ţările lagărului socialist.

Se ştie că rezistenţa la coroziune a oţelurilor inoxidabile se realizează prin alierea cu elemente cu potenţial normal de electrod mai electropozitiv decît fierul (Co, Ni, Mo, Cu), care conferă oţelului stabilitate termodinamică, şi prin alierea cu elemente mai electronegative decît fierul, însă care formează pelicule pasivante (Cr, Al, Ti). Conform legii lui Tammann, rezistenţa la coroziune creşte în salturi la conţinuturi egale cu n/8 atomi de element mai electropozitiv sau mai pasivant, cu condiţia ca prin aliere să formeze soluţii solide continue.

Principalul element de aliere a oţelurilor inoxidabile este cromul care are o acţiune favorabilă asupra rezistenţei la coroziune, începînd de la un conţinut de circa 12—13%.

Oţelurile cu crom au rezistenţa la coroziune ridicată numai în mediile oxidante, deoarece în cele reducătoare pelicula pasivantă este distrusă de ionii de hidrogen. Creşterea stabilităţii termodinamice a oţelurilor cu crom în vederea înlăturării acestui dezavantaj se realizează prin aliere cu nichel.

În cazul oţelurilor cu 17—19% crom, conţinutul minim de nichel care asigură o structură austenitică stabilă este de 8%.

Principalele clase de oţeluri inoxidabile grupate în funcţie de structură sînt :

Oţelurile feritice cu 12—30% crom şi carbon scăzut (0,1—0,3%), cu rezistenţă ridicată la coroziune în mediu oxidant; prin stabilizare cu titan şi niobiu rezistenţa lor la coroziune intercristalină se îmbunătăţeşte. Au sudabilitate redusă şi tendinţă de creştere a grăuntelui la temperaturi ridicate, ceea ce implică coborîrea temperaturii de prelucrare la cald.

Oţelurile ferito-austenitice reprezintă o clasă intermediară obţinută prin alierea suplimentară a oţelurilor feritice cu elemente gamagene (Ni, Mn, N) în proporţii mici, în vederea îmbunătăţirii proprietăţilor acestora. Au rezistenţa la coroziune generală şi intercristalină comparabilă cu a oţelurilor Cr-Ni. Prezintă dezavantajul fragilităţii şi tendinţei de creştere a grăuntelui la temperaturi ridicate. În U.R.S.S., oţelurile de înlocuire de acest tip se utilizează mult.

Oţelurile austenitice avînd ca prototip oţelul 18—8 au o rezistenţă ridicată la coroziune în mediile oxidante şi slab reducătoare.

Oţelurile de tip 18—8 se caracterizează prin plasticitate şi tenacitate în stare neecruisată, rezistenţă la temperaturi ridicate şi la deformare plastică la cald şi rezistenţă la coroziune intercristalină.

Conţinutul ridicat de nichel, element deficitar al oţelurilor 18—8, a pus problema folosirii raţionale a acestora numai în mediile cu agresivitate ridicată, pentru celelalte medii mergîndu-se pe linia înlocuirii lor cu alte oţeluri mai ieftine de tip Cr-Mn, Cr-Mn-Ni, Cr-Ni-N şi Cr-Mn-Ni-N.

Oţelurile Cr-Mn. Manganul este unul dintre elementele capabile să înlocuiască nichelul în proporţie de 2 : 1 în oţelurile austenitice.

Din diagramele de echilibru ale sistemului Fe-Cr-Mn prezentate în figura 1 (*a* — 6% Mn, *b* — 8%Mn, *c* — 16%Mn) [13] rezultă că numai pentru un conţinut de 16% mangan şi sub 14% crom există posibilitatea obţinerii unei structuri austenitice stabile. Oţelurile de acest tip pot înlocui oţelurile 18—8 în cazurile în care nu se cer proprietăţi superioare de coroziune şi ambutisare profundă. Unul dintre dezavantajele acestei clase de oţeluri este fragilitatea datorită fazei sigma.

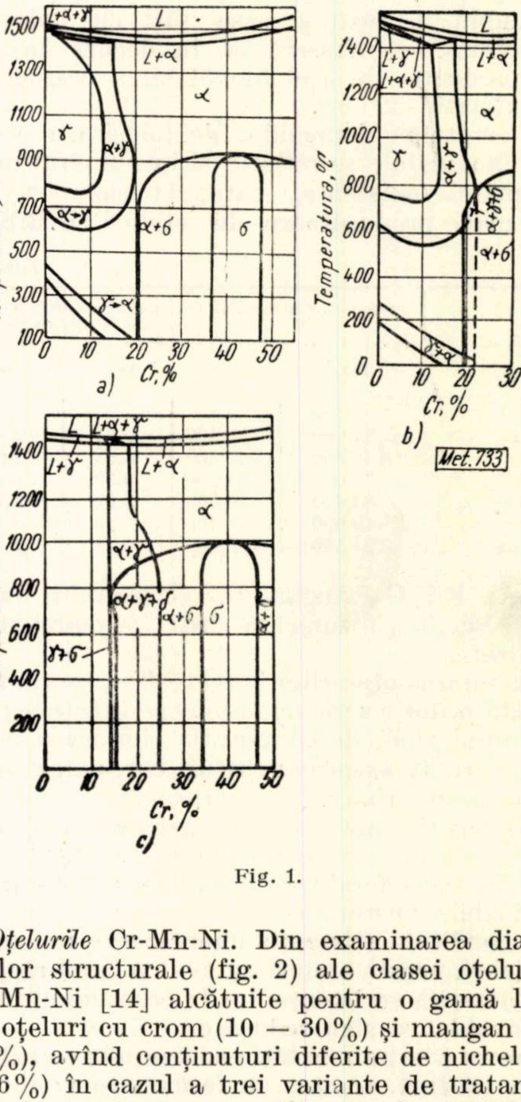


Fig. 1.

Oţelurile Cr-Mn-Ni. Din examinarea diagramelor structurale (fig. 2) ale clasei oţelurilor Cr-Mn-Ni [14] alcătuite pentru o gamă largă de oţeluri cu crom (10 — 30%) şi mangan (0—20%), avînd conţinuturi diferite de nichel (2,4 şi 6%) în cazul a trei variante de tratament termic (varianta *a* — călire de la 1 200°C în apă; *b* — călire de la 1 200°C în apă, plus îmbătrînire timp de 100 h la 800°C, şi *c* — călire de la 1 200°C în apă, şi îmbătrînire timp de 1 000 h la 650°C), rezultă că majoritatea oţelurilor cu 2% nichel (circa 99% din numărul total de oţeluri elaborate) prezintă structură bifazică după călire. În cazul variantei *a*, structuri monofazice austenitice se obţin numai pentru conţinuturi de peste 12% mangan şi sub 16% crom sau de 10–16% crom şi 8–12% mangan. Pentru variantele *b* şi *c* de tratament termic, structuri monofazice se obţin la peste 8–10% mangan şi sub 13–14% crom.

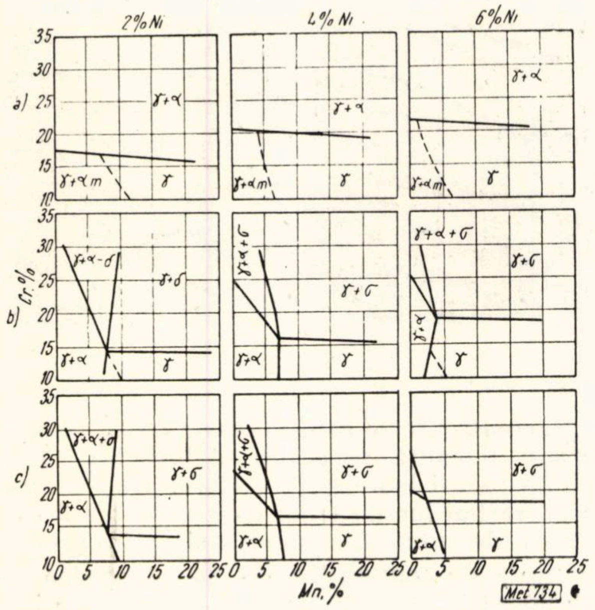


Fig. 2.

La oţelurile cu 4% nichel, în cazul tuturor celor trei variante de tratament termic, domeniul de stabilitate a austenitei creşte, fiind deplasat spre conţinuturi mai mari de crom şi mai mici de mangan. După călire, 35% din oţelurile studiate au prezentat structură austenitică. Pentru oţelurile cu 2 şi 4% nichel, în afara limitelor indicate, oţelurile au structuri bifazice formate din austenită şi ferită sau austenită şi fază sigma. În cazul oţelurilor cu 4% nichel, faza sigma apare la conţinuturi mai ridicate de crom.

În cazul oţelurilor cu 6% nichel, după călire, circa 50% din oţeluri au prezentat structură austenitică.

Compoziţia chimică optimă care asigură obţinerea structurii austenitice trebuie să conţină peste 5% mangan şi circa 17–21% crom.

Oţelurile Cr-Ni-N şi Cr-Mn-Ni-N. Se ştie că oţelurile 18–8 în stare ecruisată au proprietăţi mecanice scăzute [15]. S-a constatat că oţelurile la care o parte din conţinutul de nichel este înlocuit prin azot şi mangan au proprietăţi de plasticitate în stare ecruisată, pentru aceeaşi rezistenţă de rupere, mai bune ca oţelurile 18–8. Din cercetările întreprinse privind influenţa conţinuturilor de Cr, Mn, Ni şi N în cazul oţelurilor Cr-Mn-Ni-N [15] asupra structurii acestora (fig. 3) a rezultat că, pentru conţinuturi constante de carbon (0,10%) şi azot (0,12–0,15%) după călire de la 1 075°C şi în lipsa nichelului, structura austenitică se obţine pentru un conţinut de mangan mai mare decît 12% şi de crom sub 15%. În prezenţa a 5% nichel, conţinutul de crom creşte la circa 19% şi cel de mangan scade la 4%.

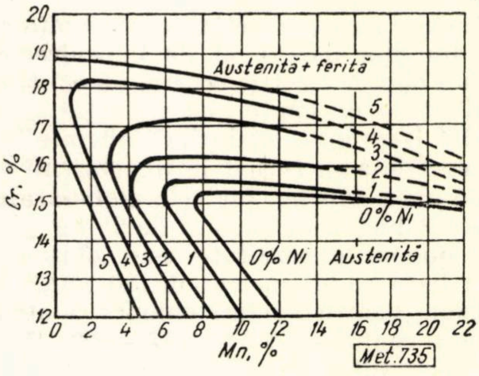


Fig. 3.

În cazul oţelurilor fără nichel însă cu un conţinut de 0,25% azot, structura austenitică se obţine pentru un conţinut de crom sub 16% şi mangan peste 12% (fig. 4 : *a* — 0% Ni, *b* — 1% Ni, *c* — 2% Ni, *d* — 3% Ni). Prezenţa a 0,45% N ridică limita de crom la circa 19% [16].

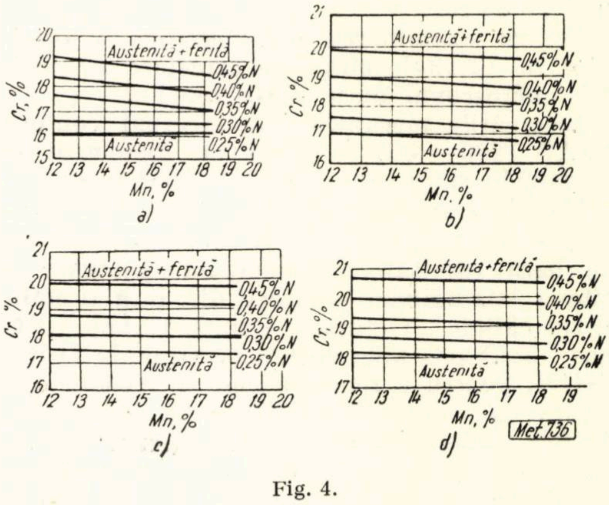


Fig. 4.

În prezenţa a 1–3% Ni, un conţinut de 0,25–0,45% N ridică limita de crom de la 17–20% la 18–20,5% [16]. Rezultă că în cazul oţelurilor cu 1–3% Ni, un conţinut de azot peste 0,25%, practic, nu influenţează asupra limitelor conţinutului de crom.

Din clasa oţelurilor austenitice de înlocuire Cr-Mn-Ni-N în U.R.S.S. sînt standardizate două tipuri. Dintre acestea oţelul H17N4G9A

[17], comparativ cu oțelul 18—8, are proprietăți de plasticitate și prelucrare la rece superioare, precum și sudabilitate bună. De exemplu, în stare ecruisată pentru $\sigma_r = 120$ kgf/mm^2, oțelul de înlocuire are $\delta = 21-28\%$ față de $\delta = 6\%$ la oțelul 18—8.

Cercetări experimentale. Materialul care a constituit obiectul cercetărilor efectuate a provenit din oțel inoxidabil de înlocuire, elaborat la un cuptor electric cu arc, de 0,5 t, de tip Héroult, și la un cuptor cu inducție de 50 kg, de înaltă frecvență. Oțelurile elaborate la cuptorul electric s-au turnat în lingouri invers conice de circa 170 kg, iar cele elaborate la cuptorul cu inducție, în lingouri de 25 kg.

Din lingourile rezultate s-au obținut prin forjare bare cu diametrul de 30 mm.

Probele pentru analiza chimică a oțelurilor s-au luat conform STAS 2015 — 52. Determinarea compoziției chimice a oțelului s-a făcut pe cale chimică sau colorimetrică, cu excepția niobiului care s-a dozat pe cale polarografică. Pentru determinarea azotului s-a aplicat metoda Kjeldahl.

Tratamentul termic (călire, îmbătrînire) s-a efectuat într-un cuptor electric LEW tip KO9 cu baghete de silită, cu înregistrare automată a temperaturii și cu un termocuplu Pt-Pt-Rh.

Examinarea macroscopică s-a făcut pe șaibe transversale prelevate din lingouri de la maselotă după tăiere și din bare forjate cu diametrul de 30 mm.

Pentru examinarea metalografică a oțelurilor în diferitele etape de cercetare s-a utilizat microscopul optic Zeiss-Neophot.

Încercările mecanice s-au efectuat conform STAS 1400 — 50 pe probe cu diametrul de 30 mm în stare călită de la 1 150°C în apă.

Mediile agresive, precum și condițiile în care s-au făcut încercările de coroziune, s-au ales pe baza rezultatelor sondajelor efectuate în cîteva întreprinderi chimice din țară (Combinatul chimic „Victoria", Uzinele chimice „Rîșnov" etc.) și a unei documentații de la IPROCHIM, pentru a reproduce pe cît posibil condițiile de coroziune existente în exploatare. Astfel, încercările de coroziune generală s-au făcut în acid azotic 15, 45 și 69%, în acid acetic concentrat la temperatura de fierbere a soluției, timp de 100 h.

Pentru aprecierea rezistenței la coroziune generală s-a aplicat o metodă cantitativă de determinare a variației greutății probei în timp, care a permis calcularea vitezei de coroziune.

Determinarea rezistenței la coroziunea generală s-a făcut pe probe provenite din bare forjate, după călire de la 1 150°C în apă, iar încercarea la coroziune intercristalină s-a efectuat conform GOST 6032—58.

Din grupa oțelurilor austenitice Cr-Mn s-a elaborat un oțel cu un conținut de circa 15% Cr și 15%Mn. În stare forjată, structura este formată din austenită, circa 13% ferită și carburi (fig. 5, a×100). După călire la 1 150°C în apă, oțelul are o structură austenitică cu aproximativ 40% ferită (fig. 5, b×500).

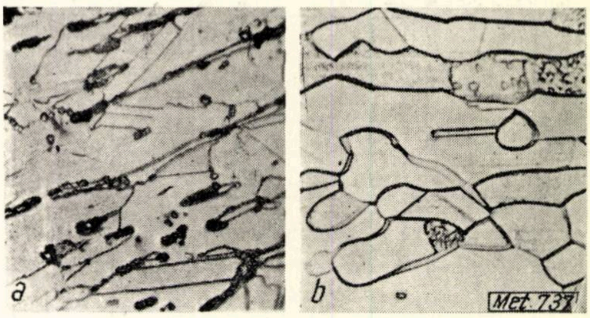


Fig. 5.

Diferența dintre cantitatea de ferită în stare forjată și călită se datorește faptului că, în timpul răcirii lente, după forjare, are loc separarea carburilor de crom care micșorează cantitatea de crom din soluție și, prin urmare, verticala de compoziție de pe diagrama de echilibru (fig. 1) este deplasată mai la stînga în domeniul cu conținut mai mic de fază alfa. Prin călire, carburile trec în soluție, crescînd conținutul de crom din aceasta.

S-a constatat că, prin îmbătrînire la 800°C, chiar la o menținere de numai două ore, în structura oțelului apare faza sigma (fig. 6, a×500), care, la o durată de 100 h, este și mai evidentă (fig. 6, b×500).

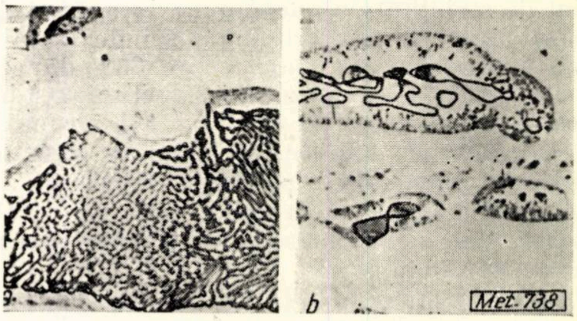


Fig. 6.

Încercările la coroziune ale oțelului Cr-Mn (în stare călită și îmbătrînită timp de două ore la 600°C) au dat următoarele rezultate: în CH_3COOH rezistență scăzută (3,34—3,36g/m^{2}h în 102 h), în H_2SO_4 prezintă coroziune intercristalină, din cauza conținutului scăzut de crom (fig. 7×100).

În comparație cu oțelul 18—8, acesta are rezistență slabă la coroziune generală.

Comparativ cu caracteristicile mecanice ale oțelurilor 18—8 indicate în STAS 3583—56, şi cu cele ale oţelurilor cu compoziţii chimice asemănătoare indicate de literatură [18], oţelul Cr-Mn are proprietăţi mecanice corespunzătoare (tabela 2).

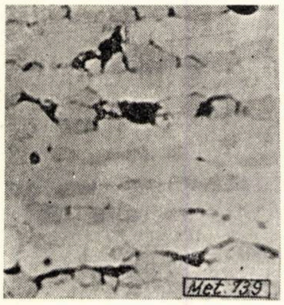


Fig. 7.

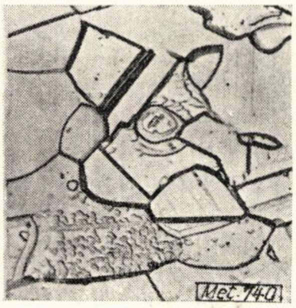


Fig. 8.

Tabela 2

Oţelul	Caracteristici mecanice				
	σ_r, kgf/mm^2	σ_c, kgf/mm^2	δ_5, %	ψ, %	K kgfm/cm^2,
18–8 STAS 3583–56	60–75	25	45	60	11
Experimentat	82	33	41	64	37
Oţel cu 15 % Mn şi 15 % Cr [18]	70–80	20–25	40	–	20–30

În scopul obţinerii unei rezistenţe la coroziune corespunzătoare, la elaborarea oţelurilor din grupa Cr-Mn-Ni s-a căutat să se menţină un conţinut maxim de crom şi unul minim de mangan. Datorită limitelor restrînse în privinţa conţinutului acestor elemente, care să asigure structuri monofazice, în unele cazuri s-au obţinut şi structuri bifazice.

Oţelul cu 0,08 %C, 11,57 % Mn, 15,5% Cr şi 2% Ni după călire a prezentat structură bifazică formată din austenită şi circa 25 % ferită (fig. 8. x 500).

Datele comparative privind rezistenţa la coroziune a acestui oţel faţă de tipul 18–8 indică o comportare mai slabă în HNO_3 69% şi 15% (3,06–3,14 g/m^{2}h, respectiv, 0,201 – 0,203 g/m^{2}h) şi o rezistenţă redusă la coroziune intercristalină. Caracteristicile mecanice obţinute sînt următoarele : $\sigma_r = 85$ kgf/mm^2 ; $\sigma_c = 34$ kgf/mm^2 ; $\delta_5 = 41\%$; $\psi = 63\%$; K = = 35 kgfm/cm^2.

Dintre oţelurile Cr-Mn-Ni aliate cu 4% Ni s-au elaborat patru şarje ale căror compoziţii chimice şi caracteristici mecanice sînt date în tabela 3.

După călire, oţelurile cu un conţinut de mangan sub 7% au prezentat structură austenitoferitică cu circa 40% ferită, iar cele cu circa 8% mangan, structură austenitică, cu urme de ferită (fig. 9 × 500 : *a* — oţel cu 2,6% Mn, *b* — oţel cu 7,8% Mn).

În cadrul acestei grupe s-au obţinut caracteristici mecanice superioare celor ale oţelului 18–8.

Încercări de coroziune s-au executat numai la oţelul cu 7,8 % mangan, 16% crom şi 4% nichel.

Rezistenţele la coroziune sînt asemănătoare cu cele ale oţelului 18–8 pentru HNO_3 15% (0,05–0,06 g/m^{2}h) şi mai slabe pentru HNO_3 69% (1,25–1,3 g/m^{2}h). Nu s-a constatat coroziune intercristalină pronunţată.

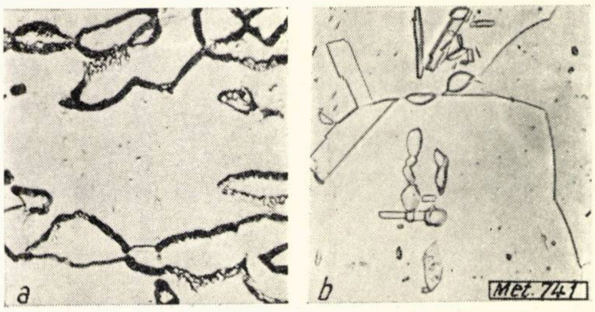


Fig. 9·

Dintre oţelurile cu 6% nichel s-au elaborat 5 oţeluri a căror compoziţie chimică şi caracteristici mecanice sînt date în tabela 4.

Oţelurile cu conţinut scăzut de mangan (aproximativ 4%, fig. 10, *a*×500) au avut după călire structură bifazică, iar cele cu ~8% mangan, structură monofazică (fig. 10, *b* × 500).

În general, toate oţelurile din această grupă au avut proprietăţi mecanice similare sau uneori mai bune decît oţelul de tip 18–8.

În privinţa rezistenţei la coroziune, oţelurile stabilizate cu titan se comportă similar cu oţelul 18 – 8 în HNO_3 15% (0,017 – 0,018

Tabela 3

Nr. crt.	Compoziţia chimică, %					Caracteristici mecanice				
	C	Mn	Cr	Ni	Ti	σ_r, kgf/mm^2	σ_c, kgf/mm^2	δ_5, %	ψ, %	K, kgfm/cm^2
1	0,07	7,87	16	4,21	–	84	24,5	43	63	36,2
2	0,08	2,62	17,7	4,84	0,071	96,5	44	44,5	55	30,2
3	0,10	4,17	17,17	4,88	–	89	37	45,5	54	31,6
4	0,10	7,82	15,61	4,31	–	83	36,5	48,5	56	35,7

Tabela 4

Nr. crt.	Compoziția chimică, %					Caracteristici mecanice				
	C	Mn	Cr	Ni	Ti	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ_5, %	ψ, %	K, kgfm/cm²
1	0,08	3,74	18,96	5,82	0,43	65	—	48,5	70	34
2	0,06	4	18,47	5,44	0,45	61	—	36,5	71	27,1
3	0,10	3,90	18,59	5,69	—	61	40,5	36,5	62	22,2
4	0,10	7,57	15,46	6,07	—	58,5	25,5	59,5	71	37,6
5	0,09	7,43	14,97	6,11	—	56	27	50	71	16,7

g/m²h) și mai slab în HNO_3 49% și 69% (0,080 g/m²h și, respectiv, 0,94—1,04 g/m²h).

Oțelurile din această grupă nu prezintă coroziune intercristalină.

Din datele experimentale prezentate se constată o îmbunătățire a rezistenței la coroziune o dată cu creșterea conținutului de nichel. Astfel, oțelurile cu 4—6% nichel pot înlocui, din punctul de vedere al coroziunii în HNO_3 20% (la fierbere), oțelul 18—8.

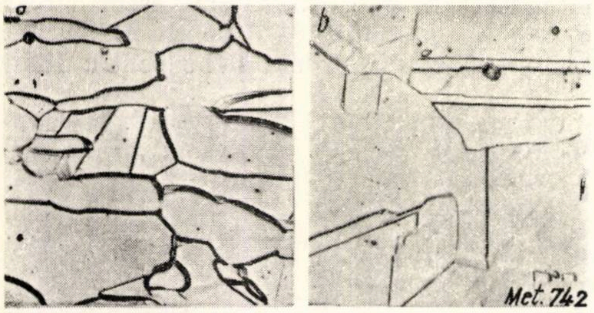


Fig. 10.

La elaborare, oțelurile cu mangan au o acțiune corodantă asupra căptușelii refractare, care crește cu raportul Mn/Si. Aceasta provoacă o impurificare mai accentuată a oțelului cu incluziuni exogene (fig. 11).

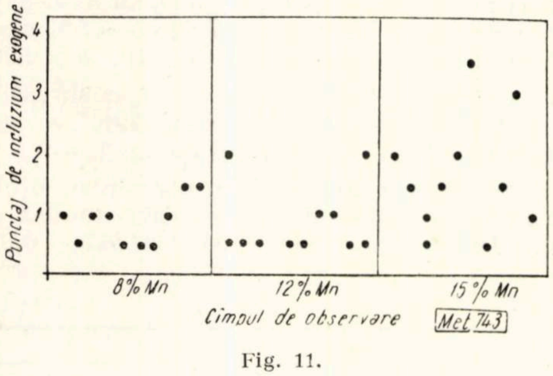


Fig. 11.

Din clasa oțelurilor inoxidabile austenitice de înlocuire Cr-Mn-Ni-N s-au elaborat 11 oțeluri de tip H17N4G9A (GOST 5632—61) cu circa 0,10% C, 8% Mn, 17% Cr, 4,5% Ni și 0—0,30% N.

S-a urmărit însușirea tehnologiei de aliere cu N și studierea influenței azotului asupra calității oțelului.

Alierea cu azot ridică o serie de probleme. Se știe că, în general, azotul nu trebuie să depășească 0,75—1,00% [19] din conținutul de crom, ceea ce, în cazul oțelurilor elaborate (care au circa 17% crom), reprezintă 0,15% N. Acest conținut poate înlocui circa 3% Ni. Conținutul de azot trebuie să fie sub limita de solubilitate în fierul pur (fig. 12 pentru $P_{N_2} = 1$ at), în caz contrar se formează sufluri cînd azotul se află în stare moleculară.

Solubilitatea azotului în mangan și crom pur este mai mare decît în fier; în cazul oțelului cu 10% mangan și 17% crom, creșterea solubilității azotului se datorește însă și faptului că acest oțel cristalizează direct în faza gama care, avînd un parametru de rețea mai mare, permite o solubilizare suplimentară a azotului.

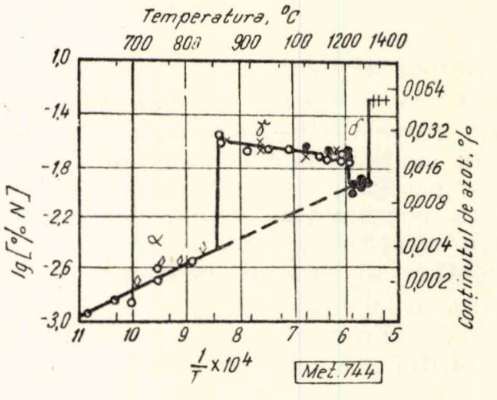


Fig. 12.

Acest fenomen s-a observat și la șarjele elaborate experimental. Oțelurile cu 17% crom și 6% nichel fără mangan prezentau sufluri la un conținut de peste 0,06% azot (fig. 13, *a* — 0,15% N), pe cînd cele cu 10% mangan, 18% crom, 4% nichel, chiar la 0,30% azot nu prezentau sufluri (fig. 13, *b*).

Și carbonul care permite cristalizarea în faza gama duce la aceleași rezultate favorabile, însă se știe că conținutul de carbon este limitat în cazul oțelurilor inoxidabile din cauza pericolului coroziunii intercristaline. Prin urmare este necesară alierea cu mangan.

Aceste considerente au dus la standardizarea unor oțeluri de tip Cr-Mn-Ni-N.

Din încercările efectuate asupra oțelurilor Cr-Mn-Ni-N în vederea evitării formării suflurilor prin aliere cu titan s-a constatat că acest lucru este posibil însă nerecomandabil, întrucît au loc scăderi apreciabile ale conținutului de azot (circa 25%) datorită formării nitrurilor de titan care trec în zgură.

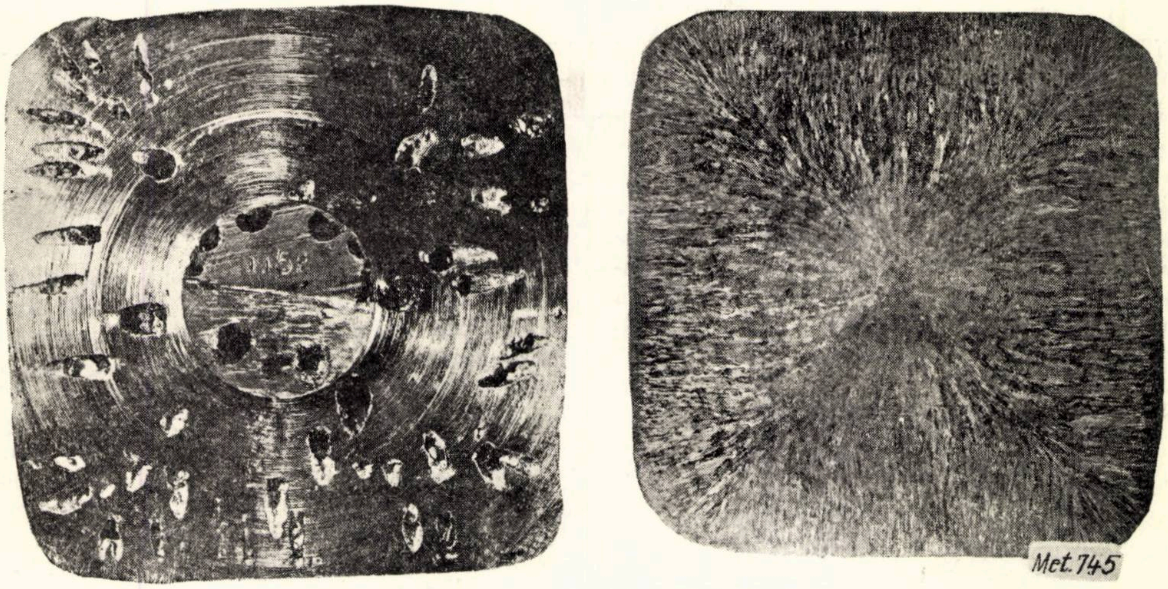


Fig. 13.

Alierea cu azot s-a făcut prin intermediul ferocromului azotat cu circa 70% crom și 1% azot realizîndu-se o asimilare de aproximativ 90%.

În cadrul grupei oțelurilor Cr-Mn-Ni-N s-a urmărit și influența conținutului de azot asupra proprietăților mecanice (fig. 14, *a*,*b*).

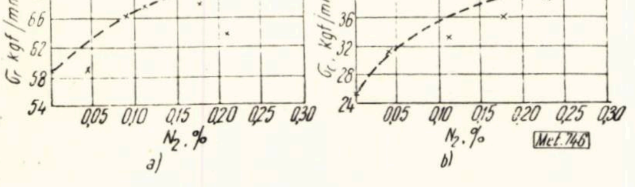


Fig. 14.

Se observă că, pentru o creștere a conținutului de azot de la 0 la 0,15%, valorile rezistenței la rupere cresc de la 58 la 70 kgf/mm^2, iar ale limitei de curgere, de la circa 24 la 38 kgf/mm^2; pentru conținuturi de azot între 0,15 și 0,30%, creșterile sînt mici (70—74 kgf/mm^2 și, respectiv, 38—42 kgf/mm^2). Prin urmare, limita superioară pentru conținutul de azot din punctul de vedere al proprietăților mecanice este de 0,25% azot (conform GOST 5632—61).

Caracteristicile mecanice ale oțelurilor de tip H17N4G9A elaborate experimental sînt redate în tabela 5 comparativ cu cele ale oțelului 18—8 și cu indicațiile date de literatură pentru oțelurile H17N4G9A (nestandardizate din punctul de vedere al proprietăților mecanice).

Se observă că valorile proprietăților mecanice informative privind oțelul H17N4G9A și valorile obținute la același tip de oțel elaborat experimental sînt comparabile cu cele prevăzute de STAS pentru oțelul 18—8.

Rezistența la coroziune intercristalină a acestor oțeluri este foarte scăzută datorită prezenței azotului care precipită sub formă de nitruri de crom la limita grăunților, scoțînd cromul din soluția solidă.

Din figura 15 se poate constata că, dintre oțelurile elaborate, cele care au avut un conținut scăzut de azot (de exemplu, oțelul cu 0,11% N — fig. 15,*a*) s-au comportat mai bine la încercarea la coroziune intercristalină comparativ cu cele cu conținut de azot ridicat (la oțeluri cu 0,21% N — fig. 15,*b* și fig. 15, *c* × 100) care s-au corodat puternic.

În ceea ce privește rezistența la coroziunea generală, oțelurile elaborate sînt comparabile cu oțelul 18—8 în cazul folosirii în HNO_3 15%.

Din cele prezentate rezultă că oțelurile de tip H17N4G9A au proprietăți mecanice și tehnologice superioare oțelului 18—8, au rezistență la coroziune satisfăcătoare în anumite medii și pot fi folosite în locul oțelurilor 18—8 în cazurile în care nu se cere rezistență la coroziune intercristalină.

Concluzii. Există posibilitatea înlocuirii oțelurilor 18—8 cu oțeluri feritice (cu 17—30% Cr) și feritoaustenitice pentru cazul cînd se lucrează în medii oxidante și la temperaturi

Tabela 5

Marca oțelului	Caracteristici mecanice					Starea materialului
	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ_5, %	ψ, %	K, kgfm/cm²	
13NC185, 13NC185 x (STAS 3583—56)	60—75	25	45	60	11	călit 1 050—1 150°C apă sau aer
H17N4G9A [13]	70	40	—	—	—	călit 1 050—1 080°C apă
H17N4G9A (experimental)	63—73	39—42	45—50	57—70	16—34	călit 1 150°C apă

bişnuite. În medii puternic oxidante, oțelurile feritice cu 25—30% Cr sînt chiar superioare oțelurilor 18—8. Aceste oțeluri au însă o tendință pronunțată de creştere a grăuntelui la temperaturi ridicate, ceea ce implică coborîrea temperaturii de prelucrare la cald.

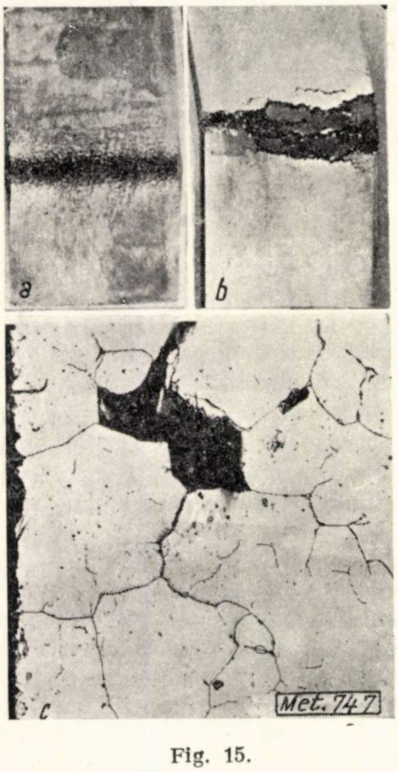


Fig. 15.

Oțelurile inoxidabile austenitice de tip Cr-Mn, cu 12 — 14% Cr şi circa 16% Mn, au proprietăți mecanice superioare oțelurilor de tip 18—8, putîndu-le înlocui în cazurile cînd nu se cer proprietăți speciale de coroziune şi ambutisare.

Oțelurile cu circa 17% Cr, 8% Mn, 4% Ni, precum şi cele cu circa 17% Cr, 4% Mn şi 6% Ni, au proprietăți mecanice similare sau uneori chiar superioare oțelurilor de tip 18—8 şi, din punctul de vedere al rezistenței la coroziune generală, le pot înlocui pentru condiții de coroziune în HNO_3 20%. Oțelurile nestabilizate din această grupă prezintă coroziune intercristalină slabă, iar cele stabilizate cu Nb şi Ti nu prezintă de loc.

Oțelurile Cr-Ni-N manifestă o tendință pronunțată de a forma sufluri, de aceea nu se recomandă decît atunci cînd se folosesc procedee speciale de fabricație (de exemplu, turnarea sub presiune de 14—16 at).

Oțelurile cu circa 17% Cr, 9% Mn, 4% Ni şi 0,20% N din punctul de vedere al proprietăților mecanice şi tehnologice sînt superioare oțelurilor 18—8 ; în ceea ce priveşte rezistența la coroziune generală în anumite medii se comportă bine (de exemplu, în HNO_3 — 15%), însă prezintă tendința spre coroziune intercristalină. Aceste oțeluri (H17N4G9A) pot înlocui oțelurile tip 18—8 în anumite medii, mai ales cînd nu este necesară rezistența la coroziune intercristalină.

Se recomandă alierea cu azot pînă la 0,25% deoarece, peste această limită, azotul nu mai are influență evidentă asupra domeniului de stabilitate a austenitei, asupra proprietăților mecanice şi favorizează apariția coroziunii intercristaline.

Prin folosirea oțelurilor inoxidabile cu circa 17% Cr, 9% Mn, 4% Ni şi 0,20% N în locul oțelurilor de tip 18—8 există posibilitatea obținerii unor importante economii de Ni (circa 40 kg/t oțel elaborat).

---

[1] *Kreiner, H.* Stahl und Eisen, nr. 22, 1962. [2] *Reich, W*, V.D.I. Nachrichten, nr. 43, 1962. [3] *Tomașov, N.D.* Teoria corozii i zascitî metallov. Moscova, 1959. [4] *Samarin, A. M.*, *Korolev, M. L.* şi *Paisov, I. V.* Metallurg, nr. 11, 1938. [5] *Mozgovoi, V. S.* şi *Samarin, A. M.* Isv. A.N. S.S.S.R. otd. tehn. nauk, nr. 10, 1950. [6] *Zwicker, U.* Zeitschrift für Metallkunde B. 42, nr. 9, 1951. [7] *Morozov, A. N.* Vodorod i azot v stali. Praga, 1953. [8] *Eremin, N. I.* şi *Lasko, N. F.* Fiziko-himiceskie issledovania austenitnîh splavov. Moscova, 1957. [9] *Garney, D. J.* Patent american nr. 2778731, 1957. [10] United States Steel Corporation, Patent englez nr. 756993, 1956. [11] *Tanczyn.* Patent american nr. 2696433, 1954. [12] *Hopman, L. M.* Metallovedenie i termiceskaia obrabotka, nr. 10, 1961. [13] Metallovedenie i termiceskaia obrabotka, vol. I—II. Moscova, 1962. [14] *Kreiner, H.* Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 2, 1957. [15] *Alecseenko, M.F.* Strukturai svoistva teplostoikih konstrukţionnîh i nerjaveiuşcih stalei. Moscova, 1952. [16] *Carney, D.I.* Blast furnace and steel plant v. 43, nr. 12, 1955. [17] *Sacikov, V. V.*, *Reviakina, O. K.*, *Lavrov* şi *Polak.* Metallovedenie i termiceskaia obrabotka, nr. 11, 1961. [18] *Colombier, L.* Nerjaveiuşcie i jaroprocinîe stali. Moscova, 1958. [19] *Hochmann, L.* şi *Odesski, D. A.* Stali, nr. 3, 1962.

CZ 621.73 : 621.825 : 621.771.223

Forjarea bucşelor cuplajului principal al laminorului bluming

Ing. G. MIHEŢ
Uzina Progresul – Brăila

Pentru realizarea cuplajului principal de rezervă al laminorului bluming de la Combinatul siderurgic Hunedoara a fost necesară forjarea principalelor piese componente.

Din cauza lipsei utilajului de forjare de putere corespunzătoare şi a condiţiilor de calitate impuse, forjarea bucşelor (fig. 1) cuplajului a ridicat probleme deosebite.

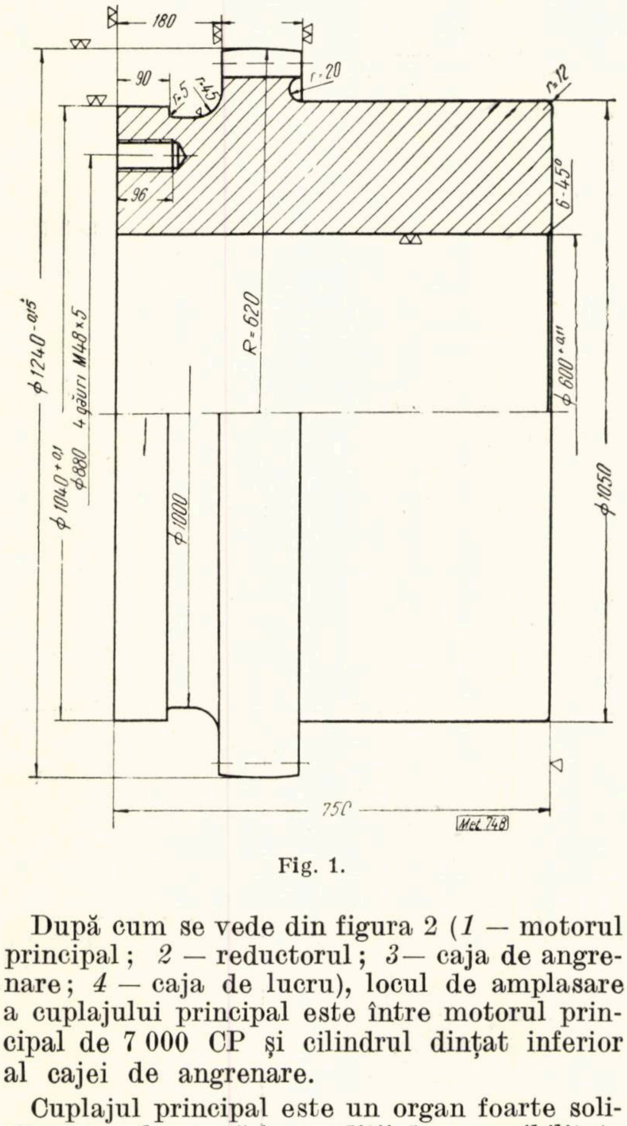


Fig. 1.

După cum se vede din figura 2 (*1* — motorul principal; *2* — reductorul; *3*— caja de angrenare; *4* — caja de lucru), locul de amplasare a cuplajului principal este între motorul principal de 7 000 CP şi cilindrul dinţat inferior al cajei de angrenare.

Cuplajul principal este un organ foarte solicitat, care lucrează în condiţii de reversibilitate într-un timp de două secunde, transmiţînd un cuplu-moment de 300 000 kgfm.

Ţinînd seamă de condiţiile grele de solicitare în care lucrează cuplajul şi, în mod deosebit, bucşele dinţate, precum şi de consecinţele stagnării laminorului în cazul defectării cuplajului principal, este necesar ca atît la întocmirea procesului tehnologic de forjare şi tratament termic, cît şi în timpul execuţiei, să se dea o atenţie deosebită problemelor care condiţionează obţinerea unor piese de calitate.

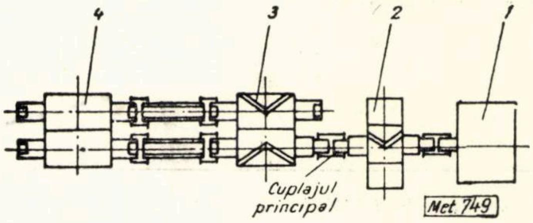


Fig. 2.

Pentru forjarea bucşei sub formă de disc găurit este necesar să se pornească de la un bloc de circa 11 000 kg, valoarea coroiajului obţinut în cazul folosirii lingoului de tonaj maxim utilizat în prezent în ţară fiind de numai 2. Este limpede că în aceste condiţii nu poate fi obţinută o piesă de calitate corespunzătoare.

În cazul obţinerii bucşelor dinţate prin forjare pe presa de 2 500 t de la uzina Progresul — Brăila a fost necesar să fie întocmită o tehnologie de forjare de precizie cu adaosuri de prelucrare şi pierderi tehnologice reduse, astfel ca blocul de pornire să fie de greutate minimă.

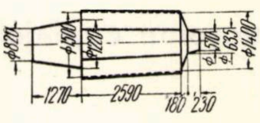
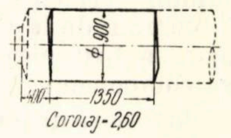
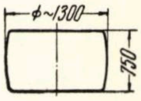
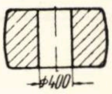
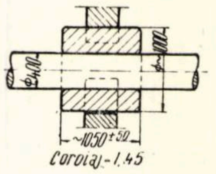
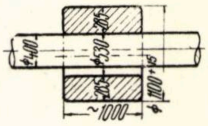
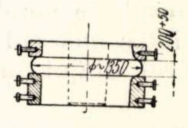
La întocmirea procesului tehnologic de forjare s-a impus realizarea următoarelor condiţii: realizarea unui coroiaj de întindere cu valoarea cuprinsă între 3 şi 4; îndepărtarea zonei axiale cu defecte metalurgice a lingoului; realizarea unei piese cu fibraj continuu şi realizarea unui consum minim de metal, astfel ca blocul de pornire să fie cît mai mic posibil.

În tabela 1 este prezentat procesul tehnologic de forjare după care au fost executate bucşele dinţate ale cuplajului principal, iar în figura 3 este prezentat desenul piesei forjate.

În cele ce urmează se prezintă principalele soluţii aplicate pentru realizarea în bune condiţii a bucşelor.

Pentru îndepărtarea zonei axiale a lingoului, care conţine defecte metalurgice cu atît mai

Tabela 1

Nr. caldului şi denumirea operaţiei	Schiţa	Sculele folosite
Lingou de 40 t	 ϕ820 ϕ1500 ϕ1220 ϕ570 ϕ635 ϕ1400 1270 2590 180 230	
I. Incălzire la 1 150°C — Întindere lingou la Ø 900 — Şutat piciorul lingoului şi debitat blocul	 ϕ 900 400 1350 Coroiaj-2,60	
II. Incălzire la 1 150°C Refulat blocul la H = 750	 *observaţii* se va refula între plăci plane cît duce presa, apoi se va continua refularea cu nicovala	— masă rotativă
III. Încălzire la 1 150°C Găurire cu dorn cav Ø 400/200 × 400		— dorn Ø 400/200 — adaos de dorn — inel de găurire
IV. Încălzire la 1 150°C Întindere pe dorn pînă la obţinerea lungimii de circa 1 050 mm	 ϕ400 ϕ1000 ~1050±50 Coroiaj-1,45 *observaţii* pentru eliberarea dornului se va lărgi uşor gaura prin forjare pe dornul sprijinit pe capre	— dorn Ø 400 — nicovale profilate
V. Incălzire la 1 150°C — Întindere pe dorn (sprijinit pe capre) pînă la obţinerea găurii cu Ø 530 şi calibrarea grosimii pereţilor la dimensiuni — Planat pe înălţime	 ϕ400 285 ϕ530 285 ϕ1100+45 ~1000	— dorn Ø 400 — capre de susţinere
VI. Incălzire la 1 150°C — Introdus semifabricatul în inelul inferior — Aşezat inelul superior şi presat pînă la îmbrăcarea completă pe material — Introdus dornul în gaură şi presat — Refulat semifabricatul pînă la obţinerea gulerului cu înălţimea de 200^{+50} mm şi Ø ~ 1 350 mm — Extras piesa din şaibă şi scos dornul — Controlat dimensional — Marcat (În stare caldă se introduce în cuptorul-groapă pentru răcire dirijată.)	 200+50 ϕ~1350	— inel inferior — inel superior — dorn

pronunțate cu cît greutatea lingoului este mai mare, se utilizează fie găurirea la rece (trepanația) prin așchierea blocului, fie găurirea la cald cu dornuri cave.

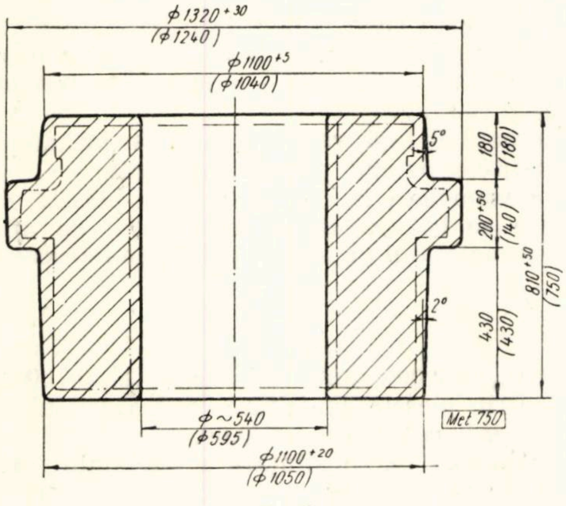

ϕ1320+30
(ϕ1240)
ϕ1100+5
(ϕ1040)
5°
180
(180)
200+50
(140)
810+50
(750)
2°
430
(430)
ϕ~540
(ϕ595)
ϕ1100+20
(ϕ1050)
Met 750

Fig. 3.

În cazul de față nu se putea folosi găurirea prin așchiere, deoarece comportă un consum mare de metal și deci un bloc de pornire mai mare. În scopul reducerii la minimum a pierderilor prin găurire au fost utilizate scule speciale de găurire la cald, care au dat rezultate foarte bune în exploatare (fig. 4, unde: *1* — dorn cav, forjat din oțel N15; *2* — adaos de dorn, forjat din oțel OLC45; *3* — inel de găurire, forjat din oțel OLC45; *4* — semifabricatul refulat). Pentru efectuarea operației de găurire pe masa mobilă a presei se așază semifabricatul refulat, prin intermediul unui platou; peste semifabricat, și coaxial cu el, se așază dornul. Se presează dornul la adîncimea de circa 100 mm în semifabricat, apoi, după ce se slăbește cu ajutorul nicovalei superioare prin deplasarea mesei mobile a presei, dornul se ridică și locașul format se umple cu grafit fulgi. Se reașază la loc dornul și se continuă presarea. După ce dornul este presat complet, prin intermediul adaosului de dorn se continuă presarea pînă se ajunge la circa 80—100 mm de capătul semifabricatului, apoi sub semifabricat se introduce inelul de găurire și se continuă presarea pînă la decuparea completă a „ciupercii", a cărei înălțime totală este mai mare cu circa 25% decît înălțimea semifabricatului — lucru de care trebuie să se țină seamă la proiectarea adaosului de dorn. Prin utilizarea acestui procedeu de găurire s-a realizat o pierdere tehnologică de numai 270 kg față de 750 kg în cazul găuririi prin așchiere la rece.

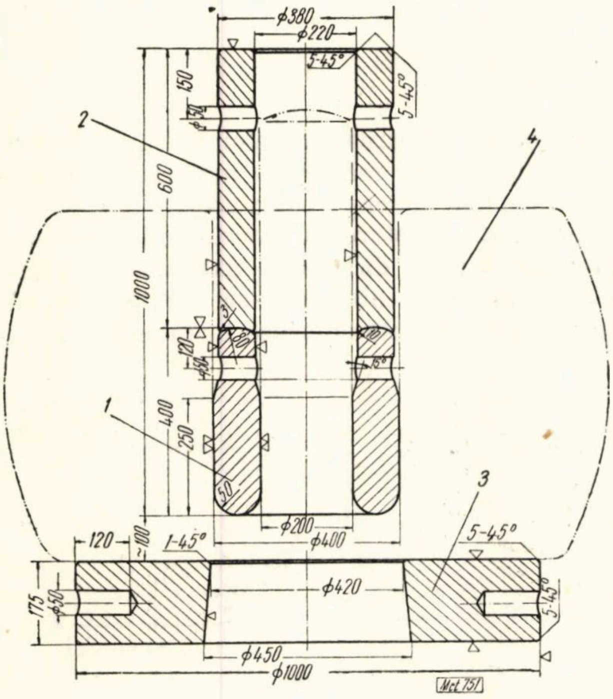

ϕ380
ϕ220
5-45°
150
2
ϕ50
5-45°
600
4
1000
120
ϕ50
400
250
1
50
ϕ200
ϕ400
3
5-45°
120
100
1-45°
175
ϕ50
ϕ420
ϕ450
ϕ1000
Met 751

Fig. 4.

Pentru obținerea fibrajului continuu, orientat astfel încît să coincidă cu direcția tensiunilor normale maxime care apar în piesă în timpul funcționării, și pentru realizarea coroiajului de întindere necesar, gulerul dințat al bucșei a fost obținut prin refulare în două inele (fig. 5, unde: *1* — inel superior, forjat din OL50; *2* — inel inferior turnat din OT50; *3* — piesa forjată).

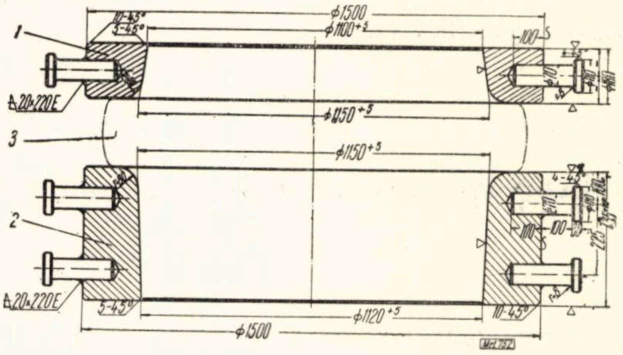

1
ϕ1500
ϕ1100+5
100
A20+220E
3
ϕ1050+5
ϕ1150+5
2
A20+220E
5-45°
ϕ1120+5
10-45°
ϕ1500
Met 752

Fig. 5.

Pentru ca gaura semifabricatului să nu se deformeze și să nu-și modifice dimensiunile, în timpul refulării a fost folosit dornul din figura 6.

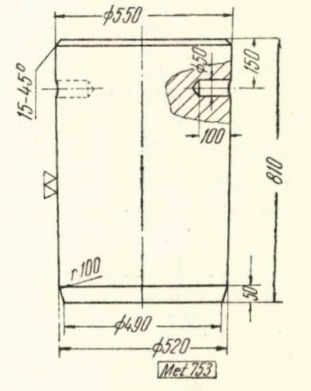

ϕ550
15-45°
50
150
100
810
r100
50
ϕ490
ϕ520
Met 753

Fig. 6.

Pentru efectuarea operației de refulare pe masa mobilă a presei prin intermediul unui platou se așază inelul inferior. Semifabricatul sub formă de tub forjat, cu ajutorul unui cleşte special cu prindere automată, se transportă de la cuptor la presă şi se aşază în inelul inferior.

Pe capătul superior al semifabricatului se aşază inelul superior care, în continuare, este „îmbrăcat'' pe semifabricat prin presare. În gaura semifabricatului pe care au fost presate complet cele două inele de refulare se introduce, prin presare, dornul şi, în continuare, se execută operaţia de refulare propriu-zisă a gulerului dinţat.

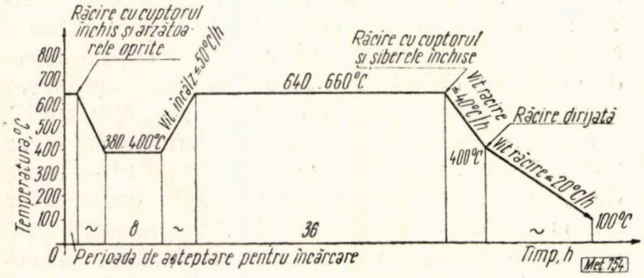


Fig. 7.

La temperatura de sfîrşit de forjare, piesa se introduce într-un cuptor-groapă unde este supusă unui tratament termic de prevenire a fulgilor (fig. 7).

Drept criteriu de precizie a forjării într-o primă aproximaţie poate fi considerat raportul :

$$K_1 = \frac{G_{pf}}{G_s} = 0{,}550,$$

unde K_1 este coeficientul de utilizare a metalului în secţia mecanică ; G_{pf} — greutatea piesei finite, 3 140 kg, iar G_s — greutatea piesei forjate, 5 700 kg.

În cazul de faţă, valoarea lui K_1 se încadrează în limitele pentru piesele matriţate.

De asemenea, în limitele pentru piesele matriţate se încadrează şi coeficientul de utilizare a metalului pe întregul ciclu de fabricaţie :

$$K_2 = \frac{G_{pf}}{G_m} = 0{,}470,$$

unde G_m este consumul total de metal, 6 700 kg.

Pentru piesele matriţate, valoarea lui K_2 este cuprinsă între 0,45—0,60.

Realizarea bucşei dinţate a cuplajului principal de la bluming prin forjarea de precizie lărgeşte simţitor posibilităţile de execuţie la presa de 2 500 t a pieselor mari care lucrează în condiţii grele de solicitare şi a căror forjare necesită, în mod obişnuit, prese de forjare mai puternice.

CZ 621.74.001.5

Observaţii privind luarea probelor pentru determinarea carbonului din fonte

Ing. E. NICOLOIU şi ing. S. FRUCHTER
Centrul de cercetări metalurgice

Determinarea carbonului din fonte constituie astăzi o problemă de mare importanţă pentru toate turnătoriile. Unul dintre factorii esenţiali în obţinerea rezultatelor de mare precizie este modul de luare a probelor. În ultimul timp au fost puse la punct metode rapide de luare a probelor, avînd în vedere cerinţele mereu crescînde de analize chimice rapide.

În articolul de faţă se descriu diferitele metode pentru luarea probelor, comparîndu-le între ele pe baza rezultatelor obţinute. Este totuşi dificil să se recomande un anumit mod de lucru optim, deoarece problema se pune diferit după specificul fiecărei turnătorii în parte.

Tabela 1

Poziţiile de unde au fost luate probele, conform fig. 1	Conţinutul de carbon, %	
	bloc fontă I	bloc fontă II
1	3,88	3,23
2	3,90	3,23
3	3,91	3,28
4	3,93	3,27
5	3,92	3,27
6	3,91	3,22
7	3,88	3,20

În general, luarea probelor urmăreşte obţinerea unei părţi reduse de material reprezentativ pentru întreaga cantitate de metal care se poate afla în stare lichidă sau solidă. Aceasta prezintă uneori dificultăţi datorită neomogenităţii fontelor, obţinîndu-se rezultate analitice greşite. Datele cuprinse în tabela 1 exemplifică cele afirmate. Probele de strunjitură au fost luate din locuri diferite ale unui bloc de fontă cenuşie, cu un burghiu avînd diametrul de 4 mm, la 75 rot/min (fig. 1).

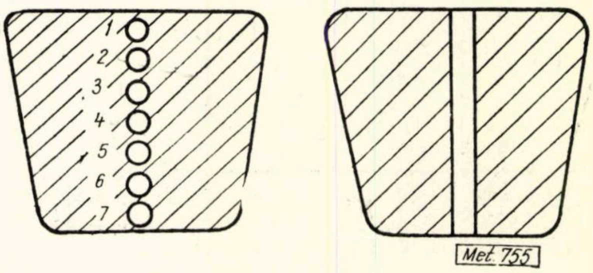


Fig. 1.

Se observă că rezultatele analitice sînt diferite, respectiv conținutul de carbon variază în funcție de locul de unde s-a luat proba. Aceasta se remarcă în special la fontele maleabile cu inimă neagră și cu inimă albă, unde au loc variații mari ale conținutului de carbon de la margine spre centrul piesei turnate.

Pentru ca proba de fontă să fie cît mai reprezentativă, respectiv conținutul de carbon determinat cît mai exact, este indicat să se ia material din întreaga secțiune transversală a piesei.

În scopul obținerii unei probe omogene reprezentative pentru analiza chimică (circa 50 g) este necesar să se ia o probă medie din cantitatea totală de material. Acest lucru se realizează prin metoda cercurilor și a sferturilor. Materialul se amestecă bine, se aranjează pe o hîrtie lucioasă într-o grămadă conică și se turtește vîrful conului (fig. 2, *a*). Grămada este apoi împărțită în patru sferturi egale (fig. 2, b). Două sferturi opuse sînt înlăturate, inclusiv praful fin care a rămas pe hîrtie (fig. 2, *c*). Cele două sferturi rămase sînt din nou foarte bine amestecate (fig. 2, *d*). Cînd cantitatea de material obținută este încă prea mare, operația se repetă.

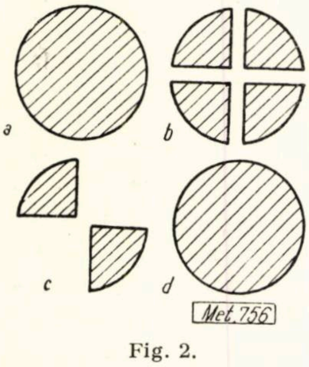


Fig. 2.

Înainte de a cîntări proba pentru analiză, strunjitura de fontă se amestecă bine cu o spatulă, fără a se pierde din materialul fin sub formă de praf. Nu se va folosi o spatulă magnetizată, deoarece aceasta duce la rezultate inexacte prin separarea magnetică a fierului.

Procedee diferite de luare a probelor. Pentru luarea probelor de fontă există un număr de procedee care depind de unii factori, cum ar fi tipul fontei elaborate, rapiditatea necesară pentru efectuarea analizei chimice, precum și metoda de analiză folosită.

Procedeele discutate în articolul de față sînt : turnarea fontelor în forme de nisip și prelucrarea ulterioară a probelor prin așchiere sau prin tăiere de probe compacte, turnarea fontelor în cochilii metalice și luarea probelor prin absorbție, folosind, în cazul acestor două procedee, pentru analiză, probe compacte sau mojarate.

Pe lîngă aceste procedee, în literatură [3], [4] se recomandă luarea probelor cu mașina rotativă care permite, comparativ cu metodele obișnuite, o scurtare considerabilă a timpului de lucru necesar.

Cu mașina rotativă se pot lua probe pentru determinarea carbonului din fonte cenușii, fonte albe și fonte cu grafit nodular.

Principiul de funcționare a mașinii rotative constă în turnarea metalului topit pe un disc rotativ. Datorită forței centrifuge, metalul, care ajunge în contact cu discul, este foarte fin dispersat. Materialul astfel obținut poate fi folosit fără altă prelucrare la analiza chimică.

În cazul fontelor cenușii, procedeul folosit în mod curent constă în turnarea fontelor în forme de nisip. Este indicat ca dimensiunile probelor astfel obținute să fie: diametrul 15 mm, lungimea 150 mm. După îndepărtarea aderențelor de pe întreaga suprafață a probei, cu o perie de sîrmă, se înlătură stratul superficial al epruvetelor în locul de luare a probelor, pînă la o adîncime de 3—4 mm, folosind în acest scop un burghiu cu diametrul de 8—12 mm.

Suprafața astfel obținută se curăță cu atenție și se ia strunjitură pentru analiză cu un burghiu cu diametrul de 3 mm, lucrîndu-se cu o viteză de 40—75 rot/min. Pentru fiecare probă se execută cu burghiul mai multe orificii pe suprafața laterală a epruvetei cilindrice, de adîncimi egale. Din fiecare orificiu se ia aproximativ 1 g strunjitură, care apoi se amestecă luîndu-se o probă medie.

Se știe că, prin așchierea probelor de fontă, se obține, pe lîngă strunjitură, și un praf foarte fin, bogat în grafit, care se poate pierde ușor. Cantitatea prafului format se reduce prin folosirea unui burghiu cu diametrul mic, lucrîndu-se cu viteze de rotații mici. Vitezele de rotații mari măresc tendința de formare a prafului.

De asemenea, luarea probelor la viteze mici cu un burghiu cu diametrul mare duce la rezultate inexacte. De aceea este indicat să se lucreze cu burghie cu diametre mici la viteze de rotații mici, folosindu-se întreaga cantitate de material obținut.

Se menționează că formarea prafului fin este legată și de structura fontei respective, și anume, în cazul fontelor hipereutectice cu grafit grosolan, cît și în cel al fontelor cu grafit nodular, pierderile datorită prafului vor fi mai mari.

Pentru a ilustra cele arătate s-au făcut o serie de experiențe pe probe cu diametrul de 15 mm. Rezultatele obținute sînt indicate în tabelele 2 și 3.

Din tabelele 2 și 3 rezultă că, în special la fontele hipereutectice, pierderile de carbon total și carbon grafitic sînt mai mari, ajungînd la 0,19% C. La fontele hipoeutectice, aceste pierderi sînt mai mici — de ordinul a 0,12% C.

Din acest motiv, pentru determinarea precisă a carbonului total și a carbonului grafitic se recomandă luarea de probe compacte din metalul solid. În acest scop, fonta se toarnă în nisip, iar din epruveta obținută se taie o șaibă cu ajutorul unui ferăstrău sau al unui disc cu viteză de rotație mare. Probele au 3 mm

Tabela 2

Felul probei	Fontă hipoeutectică		Fontă hipereutectică	
	carbon total, %	carbon grafitic, %	carbon total, %	carbon grafitic, %
Strunjitură luată cu un burghiu cu diametrul de 7 mm la o viteză de 180 rot/min	2,90	1,84	3,50	2,90
	2,90	1,83	3,51	2,92
	2,91	1,83	3,50	2,90
Strunjitură luată cu un burghiu cu diametrul de 3 mm la o viteză de 75 rot/min	2,95	1,90	3,59	3,01
	2,94	1,91	3,59	3,01
	2,95	1,92	3,58	3,01
Probe compacte	3,03	1,99	3,68	3,09
	3,04	2,00	3,68	3,10
	3,04	2,01	3,68	3,10

diametru și o lungime care variază între 3 și 10 mm în funcție de conținutul de carbon (fig. 3).

Tabela 3

Felul probei	Carbon total, %	
	fonte hipereutectice	fonte hipoeutectice
Fracțiunea grobă	3,64	2,99
	3,64	2,99
Fracțiunea fină	3,58	2,94
	3,58	2,96

În cazul fontelor albe și pestrițe, cînd prelucrarea mecanică prin așchiere a epruvetelor turnate în nisip este imposibilă, se recurge la mojararea lor. Pentru a ușura mojararea se pot tăia, cu ajutorul unui disc rotativ cu viteze mari, șaibe subțiri care, ulterior, sînt mojarate la o pulbere fină (sita de 60 de ochiuri) în mojare confecționate din oțeluri dure cu mangan.

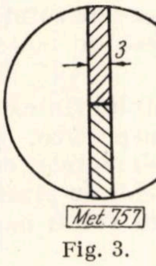


Fig. 3.

Trebuie să fie mojarată și sitată întreaga cantitate de material, deoarece fracțiunea foarte dură mai greu de mojarat poate fi întrucîtva diferită în compoziția sa față de rest.

Pentru determinarea carbonului total se preconizează turnarea fontelor în cochilii metalice, metodă care dă rezultate foarte precise atît pentru fontele cenușii, cît și pentru fontele albe.

Cochilia cu plan de separație tip clește, folosită pentru luarea probelor (fig. 4), este confecționată din oțel. Ea prezintă avantajul că este ușor de manipulat și duce la obținerea simultană a mai multor probe duble.

Probele obținute au un diametru de 3 mm, lungimea de 50 mm. Ele pot fi folosite ca atare în cazul conținuturilor de carbon coborîte sau pot fi sparte în bucăți pentru conținuturi de carbon ridicate.

Pentru o mai mare exactitate a analizelor, probele pot fi curățate de grăsime prin introducerea lor, cu ajutorul unui clește, în vapori de tricloretilenă la fierbere sau în vapori de tetraclorură de carbon pînă cînd lichidul nu mai condensează pe probă. După aceasta, probele nu mai trebuie atinse cu mîna.

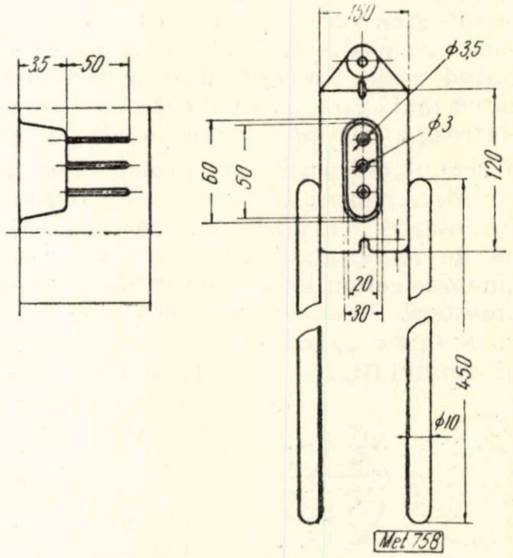


Fig. 4.

În cazul luării probelor prin absorbția fontei lichide într-un tub de cuarț (fig. 5) se obțin probe de dimensiuni potrivite (cu diametrul de 3 mm) care, fără vreo pregătire ulterioară, pot fi cîntărite pentru analiza chimică [4]. Această metodă prezintă inconvenientul unui consum ridicat de cuarț, deoarece proba de fontă se obține prin spargerea tubului.

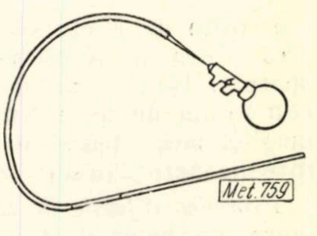


Fig. 5.

Dintre metodele de luare a probelor indicate în acest articol, rezultate optime se pot obține atît prin turnarea fontelor în nisip și tăierea de probe compacte, cît și prin turnarea fontelor în cochilii metalice. Se menționează că turnarea fontelor în cochilii metalice este indicată cu deosebire pentru luarea probelor de fontă albă.

---

[1] B.I.S.R.A. Methods of analysis committee. In : Journal of the iron and steel Institute, v. **172**, sept 1952, p. 79—86. [2] *Green, H.* B.C.I.R.A. Journal of Research and Development, v. **7**, april 1959, p. 644 — 650. [3] *Westwood, W.* și *Mayer, A.* The Chemical Analysis of Cast Iron und Foundry Materials. Londra, ed. II, 1960, p. 586. [4] *Clarke. W. E.* B.C.I.R.A. Journal, 11, nr. 2, mart 1963, p. 231—240.

CZ 621.73 : 621.824.3 : 621.436

Forjarea arborilor cotiţi pentru motoare Diesel de putere mijlocie

Ing. A. VASILIU
Uzinele „23 August" – Bucureşti

În lucrare se prezintă sumar metodele practicate în uzinele „23 August'' la execuţia arborilor cotiţi forjaţi pentru motoare Diesel cu avantajele şi dezavantajele lor, cu scopul de a elucida o serie de aspecte care, în general, fac obiectul criticilor curente privind procedeul de forjare.

Se ştie că arborele cotit este supus la solicitări combinate de încovoiere cu torsiune, alternative ca direcţie şi variabile ca valoare. În plus, fusurile arborelui lucrează în condiţii de frecare la presiuni specifice mari. De aceea, ca linie generală, la alegerea calităţii materialului se urmăreşte ca acesta să asigure o omogenitate structurală mare la o tenacitate şi rezistenţă mare, combinate cu o comportare bună la uzură.

Practica fabricării motoarelor Diesel de putere mijlocie şi mare indică în acest caz folosirea arborilor cotiţi forjaţi.

Uzinele „23 August'' echipează motoarele de puteri între 100—1 000 CP cu arbori cotiţi, forjaţi şi îmbunătăţiţi din oţel slab aliat din clasa Cr-Ni-Mo, clasă, de altfel, indicată şi de literatura sovietică de specialitate, de uzinele Poldi din Klatno (R.S.C.), de unele firme engleze şi de caietele de sarcini ale unor firme, ca Ganz (R.P.U.), Mercedes, Maybach (R.F.G.).

Totuşi, domeniul rămîne deschis utilizării unei varietăţi foarte mari de oţeluri (Cr-Ni sau Cr-Mo), deoarece pentru această piesă nu s-a stabilit încă, pe bază de experienţă, cantitatea minimă de martensită necesară în centrul piesei, după călire.

Tabela 1

Marca oţelului	Analiza chimică medie, %						Caracteristici mecanice pe epruvete cu diametrul de 100—250						$D_{cr.}$ mm	$S_{cr.}$ mm	Norma
	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	$\sigma_{c_{min.}}$ kgf/mm²	σ_r kgf/mm²	$\delta_{min.}$ %	$\psi_{min.}$ %	$K_{L_{min.}}$ kgf/cm²	$K_{T_{min.}}$ kgfm/cm²			
MNC15	0,35	0,7	0,3	0,7	3,45	—	55	75—100	13	—	12	—	—	—	normă locală
35MoCN20	0,35	0,7	0,27	1,75	2	0,22	50	75— 90	15	48	12	6	160	50	normă locală
41MoC11	0,41	0,6	0,35	1,1	—	0,25	60	85—100	15	48	8	4	65	5—10	STAS 792—49
36CrNiMo4	0,35	0,65	0,25	1,0	1,0	0,2	60	80—100	13	55	10	5	175	12—26	DIN 17006
34CrNiMo6	0,34	0,55	0,25	1,5	1,5	0,2	60	80—100	13	55	10	5	185	40—52	DIN 17006

În această privinţă, majoritatea metalurgilor consideră că un minimum de 50% martensită după călire, în centrul piesei, este cu totul insuficient, fără a preciza însă limita inferioară admisă.

În tabela 1 se indică oţelurile utilizate pentru fabricarea arborilor cotiţi, cu compoziţia chimică şi proprietăţile mecanice cerute pentru piese, diametrul critic calculat (D_{cr}) şi adîncimea de pătrundere a călirii (S_{cr}) pe secţiunea unui semifabricat cu diametrul de 160 mm, ţinînd seamă de diametrele critice determinate în baza curbelor de călire frontală.

O analiză sumară a acestei tabele arată că, la caracteristici mecanice comparabile, adîncimea de călire şi diametrul critic diferă de la un oţel la altul, factor de care s-a ţinut seamă la alegerea oţelului.

La alegerea temperaturii de revenire după călirea arborilor cotiţi se are în vedere faptul că piesele cu o structură de revenire joasă, şi deci cu rezistenţă mare, au o capacitate mică de absorbire a energiei transmise de la exterior şi sînt foarte sensibile la acţiunea concentratorilor de tensiune tehnologici (incluziuni) sau constructivi [1].

De aceea, în majoritatea cazurilor, pentru arborii cotiţi folosiţi în stare îmbunătăţită se practică o revenire înaltă, ceea ce duce deci la o structură sorbitică.

Trebuie arătat că alegerea oţelului şi prescripţiile metalurgice utilizate au urmărit realizarea unei structuri sorbitice în limitele caracteristicilor mecanice impuse, cu rezistenţă la oboseală prin încovoiere simetrică mai mare decît 36 kg/mm², satisfăcînd astfel prescripțiile unei funcționări sigure fără a crea dificultăți la prelucrările prin așchiere, la un preț de cost acceptabil.

Metodele de forjare practicate au fost condiționate de următorii factori : forma constructivă și dimensiunile arborelui cotit ; natura semifabricatului utilizat ; capacitățile de forjare disponibile ; capacitățile de încălzire disponibile ; volumul fabricației.

La forjarea arborilor cotiți, semifabricatele utilizate sînt lingourile sau semifabricatele laminate.

Alegerea semifabricatului este condiționată de particularitățile tehnologice și, în special, de gradul de forjare impus. În privința acestei cifre, valorile indicate diferă de la caz la caz și rezultă din practica diverselor uzine.

Astfel STAS 1098—60 prevede, pentru piese forjate din lingou, un grad de forjare de minimum 3 la corpul piesei și de minimum 2 la proeminențele sale. În cazul forjării din laminate, gradul de forjare scade la minimum 2,25 pentru corp și minimum 1,8 pentru proeminențe. Semifabricatul laminat va trebui să aibă în acest caz un grad de deformare prealabil egal cu minimum 2,25.

Norma GOST 2335—60 indică un grad de forjare de minimum 3 pentru arbori și axe forjate din lingou. Uzinele Skoda utilizează 3,5—4 ; Lloyd prescrie valoarea 5 ; uzinele English Electric, minimum 2,5 la brațele arborelui, iar Rohlin [2] indică la arbori cotiți 5 — 6 la palier și minimum 1,2—2 la brațele arborelui.

Adoptarea unei valori mari pentru gradul de forjare obligă însă la utilizarea unui lingou de secțiune mare care va fi utilizat nerațional dacă greutatea piesei este mult mai mică decît a lingoului.

În cazul forjării din semifabricat laminat nu este indicată calcularea gradului de forjare total ca un produs între coeficientul de laminare (λ) și gradul de forjare propriu-zis, deși expresia lor este identică (S_i/S_f : S_i — secțiunea semifabricatului și S_f — secțiunea finală). Se ține seamă de faptul că deformațiile la laminare sînt de altă natură decît în cazul forjării. La toate variantele de forjare practicate s-au folosit lingouri de 6—8 t, gradul de forjare nefiind mai mic decît 4. În situația actuală, gradul de forjare la corpul piesei este de 5,3.

Verificări ale rezistenței la oboseală pe epruvete luate din bare forjate la diferite coroiaje indică, drept domeniu optim al gradului de forjare, intervalul 4—7 în cazul pieselor forjate prin întindere din lingou de 6 t din oțel aliat Cr-Ni-Mo.

Arborii cotiți fabricați sînt pentru motoare Diesel cu 6 cilindri în linie și 12 cilindri în V, cu unghiul manetoanelor de 120°.

Dimensiunile de gabarit și greutățile brute împiedică forjarea în matrițe închise. Ca atare s-a aplicat inițial forjarea liberă în diverse variante, urmată de forjarea în matrițe deschise a fiecărui element de arbore în parte, pe o presă hidraulică de 800—1 200 t.

Evolutiv, metodele de forjare practicate au fost următoarele :

a. Forjarea liberă în semifabricat cilindric (fig. 1), care se realizează prin înscrierea brațelor de maneton într-un semifabricat cilindric cu diametru acoperitor. Dezavantajele acestei metode sînt : coeficient de utilizare a materialului foarte mic, uzinare dificilă și tăierea fibrajului, factor care scade considerabil influența acestuia asupra caracteristicilor mecanice și, în special, a rezistenței la oboseală.

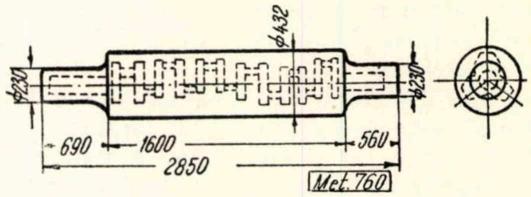


Fig. 1.

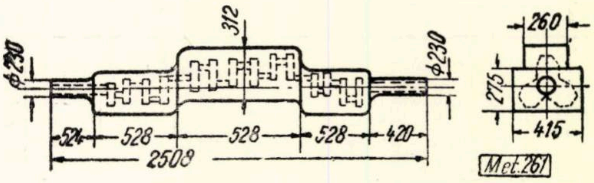


Fig. 2.

b. Forjarea liberă în trepte (fig. 2). Metoda este mai economică decît cea anterioară, dar coeficientul de utilizare rămîne totuși scăzut, iar dezavantajele fibrajului „tăiat” și ale prelucrării anevoioase rămîn nelimitate. La ambele metode, deformarea are loc exclusiv prin întindere.

c. Forjarea liberă prin deplasarea brațelor brute în poziție relativă față de axul arborelui, fără răsucire (fig. 3). Deplasarea se execută cu ajutorul unor adaosuri mobile plasate în diferite zone la fiecare fază de forjare. Metoda nu reduce cu mult consumul de metal și dezavantajele semnalate anterior ; în plus, implică riscuri sporite în privința abaterilor longitudinale și a posibilității de a deforma axa piesei.

d. Forjarea în matrițe deschise. Această metodă se practică de zece ani. Succesiunea fazelor este indicată în figura 4 și constă în presarea în matriță deschisă a semifabricatului de profil octogonal corespunzător brațului de arbore (2). Fiecare braț se presează în poziția unghiulară necesară prin rotirea piesei față de matriță cu un unghi de 120°. Bavura rezultată se înlătură prin tăiere autogenă. Operația următoare (3 — 4) constă în deplasarea în plan transversal a fiecărui braț față de celălalt în matrițe deschise, amovibile, montate într-un suport unic. Fiecare braț în parte este deplasat transversal prin translatarea piesei sub presă, în timp ce matrițele pentru brațele alăturate se înlocuiesc pentru a asigura blocarea la înclinația necesară a brațelor care au rol de sprijin.

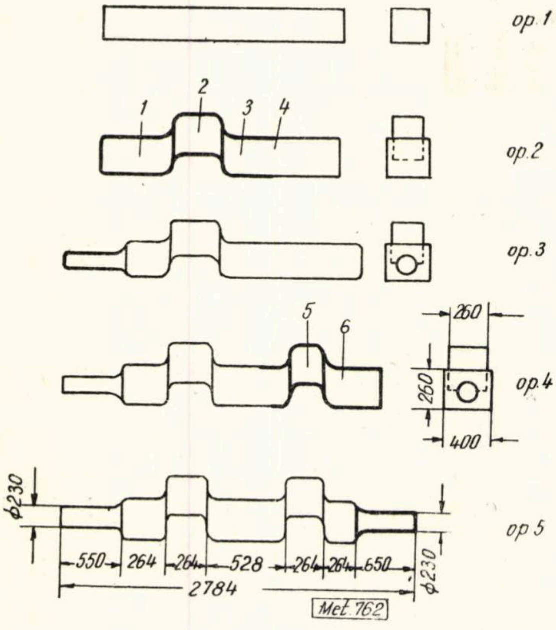


Fig. 3.

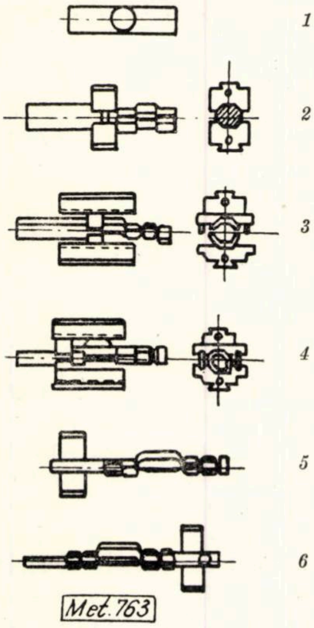


Fig. 4.

După această operație se execută întinderea fusurilor de capăt pe nicovale profilate (5—6).

Arborele astfel obținut (fig. 5) are un fibraj acceptabil, adaosuri mai mici de prelucrare, coeficient de utilizare mai bun.

Dezavantajele specifice metodei sînt: întreruperea fibrajului în planul fusurilor paliere prin prelucrare mecanică; defecte de neumplere a matriței, datorită fie unui semifabricat inițial de secțiune prea mică, fie stratului de arsură necurățată; defecte de divizare a manetoanelor, datorită așezării incorecte în matriță; imprimarea bavurilor sau a urmelor de bavură necurățate; manipulare dificilă a matrițelor amovibile, care trebuie schimbate la fiecare presare.

Procedeul este totuși avantajos, asigurînd piese de bună calitate cu un consum de scule foarte mic (la 1 500 piese forjate, două recondiționări locale).

Pînă la apariția forjării cu fibraj continuu, care este în studiu, metoda descrisă este una dintre cele mai avansate, fiind utilizată și în alte țări cu rezultate bune.

Eficiența economică a diverselor tehnologii practicate în uzină rezultă din datele tabelei 2.

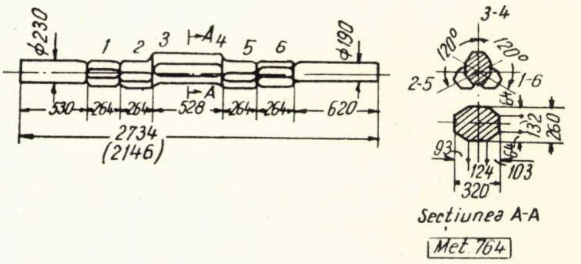


Fig. 5.

Calculele sînt pentru cele patru variante de forjare descrise, pentru un arbore cu lungimea de 2 146 mm și raza manivelei de 120 mm.

Elementele de calcul sînt: G_{sf} — greutatea semifabricatului inițial (blum); G_{pb} — greutatea piesei brut forjate; G_{pf} — greutatea piesei finite; C_1 —coeficient de utilizare blum-piesă brută; C_2 — coeficient de utilizare piesă brută-piesă finită; C_3 — coeficient de utilizare blum-piesă finită.

Tabela 2

Varianta	G_{sf}, kg	G_{pb},* kg	G_{pf}, kg	C_1, %	C_2, %	C_3, %	Grad de forjare
a	2 650	2 415	310	91	12,8	11,7	3,85
b	2 360	2 100	310	89	14,7	13	3,3
c	2 290	1 940	310	87	16	13,6	4,5
d	1 600**	1 270	310	80	24,5	19,4	5,3

* Greutățile pieselor brute (G_{pb}) cuprind și apendicii pentru epruvete pentru încercări mecanice (100—200 kg).

** La varianta d, consumul (G_{sf}) este majorat prin adaosul de prelucrare prevăzut pentru cojirea blumului în vederea controlului ultrasonic.

Pentru asigurarea calității și verificarea în ciclul de fabricație a calității arborilor se fac următoarele operații de prevenire, control și verificare:

a. la semifabricat: control ultrasonic eliminatoriu și răcire izotermă de prevenire a fulgilor;

b. la arborele tratat termic: control macroscopic, control microscopic și încercări mecanice;

c. la arborele prelucrat final: control magnetic.

În concluzie rezultă că practica forjării arborilor cotiți pentru motoare Diesel de putere mijlocie, la Uzinele „23 August", este la un nivel ridicat care, pînă la introducerea metodei de forjare cu fibraj continuu, reprezintă o fază de evoluție a tehnologiei dintre cele mai adecvate pentru acest tip de piese.

Motoarele echipate cu arbori forjați dovedesc, în ceea ce privește această piesă, o siguranță ridicată în exploatare în momentul de față.

Forjarea cu fibraj continuu va aduce avantajele specifice metodei atît din punct de vedere calitativ, cît și din punctul de vedere al îmbunătățirii considerabile a indicilor de utilizare.

[1] *Mirkin, A. S.* In : Buletinul construcțiilor de mașini, nr. 1, 1955. [2] *Rohlin, A.G.* Tehnologhia proisvodstvo sudovîhprșnevîh dvigatelei. Moscova, Sudpromghiz, 1951.

CZ 669.587 : 621.357.7

O nouă baie de zincare lucioasă

Ing. E. GELLER
Uzinele „Vulcan" — București

Baia de zincare lucioasă pregătită după rețeta autorului funcționează de circa opt luni cu rezultate bune.

Luciul zincului obținut se încadrează în grupa 1.p. din tabela 1.

Tabela 1

Grad de luciu *	Simbol	Distanța imaginii pînă la piesă **, mm	Condiții
Mat	mt	5	nu reflectă nimic
Semilucios	s.l.	5	reflectă imaginea estompată
Lucios	l	100	reflectă imaginea
Lucios puternic	l.p.	400	imaginea poate fi citită
Luciu oglindă	l.o.	400	imaginea poate fi citită perfect ; nu se admit rizuri de nici un fel pe suprafață

* Clasificarea luciului nu este absolut obiectivă, fiind supusă aprecierii individuale ; ea poate însă servi ca factor de comparație în limite destul de strînse.

** Imaginea se compune din litere sau cifre de culoare neagră avînd înălțimea de 5 mm și grosimea de 0,3 mm.

Pregătirea pieselor pentru baia de zincare lucioasă se face identic cu aceea pentru toate celelalte băi. La zincarea lucioasă trebuie făcută observația că luciul apare evident numai în cazul cînd suprafața piesei este anterior lustruită și pregătită ca pentru acoperirile decorative, adică cu cît suprafața piesei este mai netedă, cu atît luciul este mai puternic. La piesa cu suprafață rugoasă, nešlefuită, depunerea de zinc apare semimată de culoare foarte deschisă.

Compoziția și pregătirea băii. Electrolitul se introduce într-o cadă metalică confecționată din tablă de OL38 cu grosimea de circa 3 mm. La interior, cada se căptușește cu plăci de sticlă armată. Căptușeala de sticlă nu trebuie să fie etanșă, lichidul putînd pătrunde și între plăci și tablă. Baia, lucrînd la temperatura camerei, nu este necesară prevederea unui sistem de încălzire.

Componenții de bază ai băii de zincare lucioasă sînt cei clasici, adică : oxidul de zinc, cianura de sodiu și hidroxidul de sodiu.

Pentru obținerea electrolitului de zincare lucioasă este absolut necesar ca acești componenți să fie chimic puri, în special oxidul de zinc trebuie să fie deosebit de curat.

Pentru albirea stratului de zinc și obținerea luciului s-au adăugat în electrolit alcool etilic, cumarină, acid fluorhidric, glicerină și tiosulfat de sodiu.

La acestea se mai adaugă sub forma unei soluții de nichelare, cu $pH = 5{,}4 - 5{,}8$, următoarele substanțe : sulfat de nichel, sulfat de sodiu, acid boric și clorură de sodiu.

Absolut toți componenții trebuie să fie chimic puri. Compoziția electrolitului este următoarea :

- oxid de zinc — 45 g/l;
- cianură de sodiu — 92 g/l;
- hidroxid de sodiu — 90 g/l;
- alcool etilic — 0,52 g/l;
- glicerină — 5,70 g/l;
- tiosulfat de sodiu — 1,10 g/l;
- acid fluorhidric — 1,12 g/l;
- cumarină — 0,60 g/l;
- soluție de nichelare — 2,30 g/l.

Soluția de nichelare are compoziția :

- $NiSO_4$ — 250 g/l;
- Na_2SO_4 — 20 g/l;
- H_3BO_3 — 30 g/l;
- NaCl — 5 g/l.

Modul și succesiunea de adăugare a componenților au un rol important la compunerea băii de zincare lucioasă, în special componenții de bază care reacționează între ei cu formare de zincați și cianuri duble. Formarea cu precădere a unora sau altora influențează regimul băii și, cu aceasta, absolut toate caracteristicile zincării : temperatură, densitate de curent, randament, penetrație, granulație și chiar orientare cristalină.

Hidroxidul de sodiu se împarte în trei părți : o parte se dizolvă în apă (1/4 din cantitatea băii) și se toarnă în baie. Dizolvarea se face mai repede și mai ușor dacă apa este încălzită la circa 60°C. A doua parte a hidroxidului de sodiu se dizolvă într-un vas cu apă caldă (la 1 kg hidroxid, circa 1,5 l apă) și se adaugă jumătate din cantitatea de oxid de zinc. Temperatura soluției se ia 60 — 80°C. După o bună agitare timp de circa 20 minute, se deșartă conținutul în baia de zincare în care, în prealabil, s-a introdus hidroxidul dizolvat anterior.

A treia parte a hidroxidului se dizolvă în apă fierbinte, se adaugă întreaga cantitate de cianură de sodiu și restul de oxid de zinc. Se amestecă bine, se lasă să stea circa 1/2 oră, apoi se toarnă peste soluția din baie.

După ce soluția din baie s-a răcit, se adaugă acidul fluorhidric în prealabil neutralizat cu hidroxid de potasiu, adică, practic, se introduce în baie fluorură de potasiu.

Cumarina se dizolvă în alcool și se introduce în baie, sub amestecare continuă. La sfîrșit se adaugă tiosulfatul dizolvat în puțină apă caldă.

În acest stadiu se scoate din baie soluția într-o găleată de masă plastică și se amestecă puternic, cu ajutorul unei baghete, cu soluția de nichelaj care se introduce puțin cîte puțin în găleată. Precipitatul format se toarnă împreună cu soluția într-un vas de masă plastică mai mare, se amestecă bine și se toarnă totul sub agitare puternică în baia de zincare. Trebuie să se dea o atenție deosebită operației de amestecare a soluției cianurice cu soluția de nichelare ; deoarece se degajă acid cianhidric, operația trebuie făcută sub nișă sau într-un loc cu aerație puternică. După adăugarea tuturor componenților se adaugă glicerină, se aduce baia la nivel și se lasă să se răcească complet pînă la temperatura camerei.

La introducerea anozilor de zinc în baie se observă uneori o fierbere ușoară de anozi (fără a trece curentul prin baie), datorită unei slabe dizolvări suplimentare de zinc în baie.

Acest fenomen se oprește, în general, după 40 — 48 ore, baia putînd fi exploatată.

Este greșită concepția, destul de răspîndită printre galvanizatori, că băile trebuie un timp „rodate". O baie bine pregătită poate lucra perfect din prima clipă, iar una greșit preparată poate să nu lucreze bine nici după săptămîni de zile.

Regimul de lucru al băii. Baia de zincare lucioasă funcționează optim în intervalul de temperaturi cuprinse între 18 și 30°C. Pe baza determinărilor cu celule Hull, verificate practic asupra băii, densitatea de curent necesară obținerii unor depozite cu luciu maxim se situează între limitele 5,5 și 10,5 A/dm^2. Aici trebuie făcută observația că, la această densitate catodică de curent, distanța de la piesă la anod trebuie să fie cuprinsă între limitele 220 și 320 mm. În afara acestor limite se obțin uneori variații destul de importante ale densității și, ca atare mutarea zonei de luciu spre stînga sau dreapta, după metoda cu celule Hull.

La densitatea de curent mai sus indicată, tensiunea la bornele redresorului trebuie să fie cuprinsă între 1,5 și 2,4 V. Tensiuni mai mari indică fie contacte oxidate sau murdare, fie o rezistență anormală a băii, care se remediază, după cum se va vedea mai jos, cu hidroxid de sodiu sau potasiu sau acid fluorhidric.

Exploatarea băii se face fără dificultăți privind calitatea și aspectul depunerilor. Lucrînd lunar cîte 14 000 dm^2 la un volum al băii de circa 450 l timp de 1 — 2 luni, baia nu necesită corectări și nici un fel de alte intervenții. Singura condiție care trebuie îndeplinită este scoaterea anozilor de zinc din baie atunci cînd se termină lucrul, frecarea lor cu perie de sîrmă și spălarea cu apă. Cît timp anozii nu stau în baia de zincare, se recomandă păstrarea lor într-un vas cu apă curată.

Dat fiind că densitățile de curent cu care se lucrează sînt mai ridicate decît cele uzuale, este necesar, pentru prevenirea oxidărilor, ca legăturile electrice să fie foarte curate și bine strînse.

Barele anodice și catodice trebuie bine curățate de stropii de soluție, care, prin uscare, formează pete de săruri care împiedică trecerea ușoară a curentului prin acele locuri în cazul cînd cîrligul dispozitivului sau cîrligul anodului calcă pe ele. De asemenea, contactele electrice trebuie dezoxidate zilnic pentru a avea o cît mai ușoară trecere de curent.

Deoarece baia degajă o cantitate foarte mare de gaze în timpul lucrului, conectarea ei la rețeaua de ventilare este absolut necesară.

În condițiile arătate baia depune 1,5–1,9μ/min, funcție de densitatea de curent cu care se lucrează.

Zincul obținut pe această cale este, în general, de culoare albă și nu necesită nici un tratament special. În anumite cazuri, cînd chimicalele sînt impurificate sau cînd adaosurile de luciu încep să slăbească, depunerea de zinc se colorează ușor în galben, păstrînd însă în continuare luciul.

Pentru albirea stratului de zinc se recomandă imersarea piesei într-o soluție de acid azotic în apă. Concentrația de acid azotic se ia între 3% și 5%.

Durata de imersare a piesei variază între 3 și 5 secunde. Spălarea după albire se face cu apă rece, după care piesele se usucă la aer cald.

În practică, uneori se constată că, în anumite cazuri, soluția de acid azotic, în loc să albească zincul, îl înnegrește. În acest caz trebuie redusă cantitatea de acid azotic din soluția de albire. Dacă, în urma micșorării concentrației de acid azotic, nu dispare fenomenul de înnegrire a stratului zincat, atunci trebuie acționat asupra băii propriu-zise de zincare. Uneori ajută adăugarea în baie a unor cantități de tiosulfat în părți mici de cîte 0,1 g/l. Cantitatea totală de tiosulfat care se poate adăuga nu trebuie să depășească însă 0,4 g/l. Dacă nici în urma adaosurilor de tiosulfat nu dispare înnegrirea la tratarea cu o soluție de acid azotic, se diluează baia prin înlocuirea unui sfert din soluție cu apă, adăugînd numai chimicalele de bază în baie, adică: ZnO, NaCN și NaOH, pînă la completarea cantităților indicate în rețetă. Soluția scoasă din baie se păstrează în vase închise, putînd fi refolosită la corectarea băii sau la completarea altor băi de zincare din cadrul atelierului.

Corectarea băii. Corectarea băii de zincare lucioasă trebuie făcută periodic, în funcție de cantitatea de piese zincate, respectiv de suprafața acoperită.

Corectarea băii se face atît pentru baia de bază (deci fără adaosuri de luciu), cît și pentru adaosurile de luciu. Din acest punct de vedere, corectările se împart în două categorii net distincte. La descrierea defectelor băii însă se va vedea că, între baia de bază și adaosurile de luciu, este o foarte strînsă legătură în sensul că aceleași defecte care apar la baia de luciu au cauze diferite, spre deosebire de defectele din baia cianurică de zincare nelucioasă.

În orice caz, nu trebuie întîrziată corectarea pînă cînd apar defectele, deoarece, în unele cazuri, această corectare se complică foarte mult datorită, în special, adaosurilor de luciu.

Principalii componenți care se verifică periodic sînt: oxidul de zinc, respectiv zincul; cianura totală; hidroxidul alcalin și carbonații.

Rapoartele dintre acești componenți trebuie să varieze în limite foarte strînse, și anume:

$$\frac{\mathrm{NaOH}}{\mathrm{NaCN}} = 0{,}9 - 1 ; \qquad \frac{\mathrm{NaCN} + \mathrm{NaOH}}{\mathrm{ZnO}} = 4{,}1 - 4{,}3 ;$$

$$\frac{\mathrm{Na_2CO_3}}{\mathrm{ZnO}} = 0{,}09 - 0{,}17.$$

Corectarea băii se face pe baza acestor rapoarte și a conținutului de zinc din baie exprimat ca ZnO, care poate varia între 44 și 47 g/l.

Alcalinitatea băii trebuie să fie $p\mathrm{H} = 13$. Reglajul pH-ului se face cu NaOH. Determinarea pH-ului cu hîrtie indicator s-a dovedit a fi cu totul suficientă și precisă.

La corectarea băii de zincare lucioasă se utilizează numai substanțe chimice cu puritatea prescrisă în rețetă.

Corectarea adaosurilor de luciu, respectiv completarea lor în baie, se face în ordinea următoare: glicerină, cumarină + alcool, tiosulfat și soluție de nichelare.

Cantitățile de adaos se iau aproximativ egale cu a 15-a parte din rețetă la fiecare împrospătare, respectiv corectare.

Adaosurile de luciu se pot introduce în baie fie separat, fie mai multe împreună, după cum acoperirea cu zinc este mai albă sau mai închisă. În general, pentru albire se adaugă cumarină și soluție de nichel, iar pentru luciu, glicerină și tiosulfat.

Acidul fluorhidric se adaugă în baie atunci cînd tensiunea crește peste valorile limită. Adăugarea se face după ce acesta în prealabil a fost neutralizat cu hidroxid. Tot la creșterea tensiunii peste limită se adaugă hidroxid, chiar dacă conform rețetei este suficient în baie; adăugarea de hidroxid să nu fie mai mare decît 100 g/l (total în baie).

Baia de zincare lucioasă trebuie filtrată o dată la 3 săptămîni pentru a îndepărta murdăriile eventuale și pentru a o purifica de urmele de nămol anodic. După golirea băii, aceasta trebuie bine spălată și ștearsă înainte de a o umple la loc cu soluția filtrată.

Pentru a preveni tulburarea băii, anozii trebuie îmbrăcați în saci.

Defectele care pot apărea la zincarea lucioasă sînt arătate în tabela 2.

Prețul de cost și de exploatare. În cele ce urmează se vor da cu titlu informativ date privind prețurile chimicalelor utilizate la pregătirea electrolitului și exploatarea băii. Datele trebuie considerate numai ca aproximative (în special cele de exploatare), deoarece ele sînt influențate de cantitatea de electrolit, adică de volumul băii, de cantitatea de piese introduse simultan în baie, de grosimea depunerii și de frecvența lucrului.

Efectuînd calculul pentru cantitățile prevăzute la un litru de soluție rezultă, pentru un litru de soluție preparată, prețul de 8,23 lei. În acest preț nu este inclus zincul metalic din care se confecționează anozii. Anozii se toarnă în plăci groase de circa 10 mm, mărimea lor alegîndu-se dependentă de mărimea băii și de suprafața totală care se zinchează.

Cum baia de zincare lucioasă necesită circa 2,5 l de electrolit pentru fiecare dm^2 de suprafață de piesă, și cum alterarea băii (deci atunci cînd începe să necesite corectări) se face după un număr destul de mare de zincări rezultă că prețul revine pentru un dm^2 la 0,20 lei.

Considerînd că, pentru un strat de 1 micron, este necesară, pentru 1 dm^2 cantitatea de 0,07g zinc și că prețul zincului este de 72,75 lei, rezultă că, pentru acoperirea cu zinc a unui dm^2 cu grosimea 1μ, este necesară suma de 0,05 lei.

Suma totală care revine la acoperirea cu zinc lucios pentru un dm^2 cu un strat gros de 1μ este deci $0{,}20 + 0{,}05 = 0{,}25$ lei.

La acoperirea mai groasă de 1μ se poate, prin aproximație, considera participarea soluției tot cu 0,20 și 100% a zincului metalic. Deci pentru un strat de X microni pe dm^2 vom avea: $0{,}20 + 0{,}05X =$ preț în lei pentru acoperirea unui dm^2 cu X microni.

În tabela 3 sînt trecute prețurile pentru diferite grosimi ale stratului la acoperire.

Din cele de mai sus se vede că prețul soluției influențează cu mult prea puțin prețul acoperirii cu zinc și poate fi în acest caz neglijat.

Tabela 2

Defect	Cauză
Stratul de zinc se exfoliază; exfolierea este uneori însoţită de băşici	— degresarea insuficientă — decaparea insuficientă (au rămas locuri acoperite cu oxizi) — pe suprafaţa băii s-a format un strat subţire de grăsime adusă de piese, care acoperă piesa la introducerea în baie şi duce la exfolieri — glicerina utilizată nu este curată — piesa a mai fost iniţial acoperită cu zinc şi nu s-a curăţat bine
Stratul de zinc este friabil	— baia este impurificată cu substanţe organice în stare coloidală
Stratul de zinc are culoarea închisă	— impurificarea băii, în special cu săruri de fier şi plumb
Capacitatea de dispersie a electrolitului este slabă	— concentraţia prea mare de Zn^{++} la un conţinut relativ mic în cianură şi hidroxid — temperatura băii prea mare
Randament de curent catodic prea mic	— exces mare de cianură în electrolit — densitate prea mare de curent la catod
Strat spongios sau o tendinţă de spongiozitate	— conţinut prea ridicat de hidroxid alcalin
Depozit slab colorat în galben	— nu este o defecţiune
Îmbogăţirea rapidă a băii cu zinc	— exces mare de cianură şi hidroxid alcalin — raportul dintre densitatea de curent catodică şi cea anodică prea mare
Sărăcirea băii în zinc; formare de pelicule de pasivizare pe anozi	— prea puţină cianură şi hidroxid în baie — la anozi, densitate prea mare de curent
Innegrirea stratului de zinc la albire în soluţie de acid azotic	— soluţia de acid azotic este prea concentrată — soluţia de acid azotic este prea veche — prea multă cumarină şi alcool în baie — nu s-a respectat densitatea de curent catodic la depunerea zincului
Depunerea este mată pe aproape întreaga suprafaţă	— nu s-a respectat densitatea de curent catodic — baia a sărăcit în adaosuri de luciu — cantitatea de adaosuri de luciu este prea mare — baia conţine particule fine în suspensie — temperatura băii a depăşit limitele admise — suprafaţa piesei nu a fost bine lustruită înainte de zincare
Depunerea este mată numai la colţuri, muchii şi proeminenţe	— în acele locuri, densitatea de curent este prea mare şi nu s-au luat măsuri de ecranare
Suprafaţa apare lucioasă, dar aburită	— baia nu este limpede; în electrolit sînt prezente particule fine în suspensie.
Pe fundul băii apare o depunere a unui strat pufos; baia a sărăcit în zinc	— lipsă de cianură şi hidroxid

Tabela 3

Grosime, μ	Preț/dm², lei	Grosime, μ	Preț/dm², lei	Grosime, μ	Preț/dm², lei	Grosime, μ	Preț/dm², lei
1	0,25	6	0,50	11	0,75	16	1,00
2	0,30	7	0,55	12	0,80	17	1,05
3	0,35	8	0,60	13	0,85	18	1,10
4	0,40	9	0,65	14	0,90	19	1,15
5	0,45	10	0,70	15	0,95	20	1,20

Prețul acoperirii cu zinc lucios trebuie considerat ca cel al zincului depus calculat mai sus plus cheltuielile de regie uzuale (energie electrică, manoperă etc.) ale oricărei băi de zincare.

Soluția de albire cu acid azotic care conține circa 3–4% acid azotic în apă costă 2,84 lei un litru. Această soluție se epuizează, în general, destul de repede (circa 800 șarje). Pentru 1 dm² sînt necesari, cu epuizare totală, circa 0,5 cm³ de soluție de albire, deci 0,0015 lei.

La prețul de acoperire din tabela 3 se vor adăuga, în cazul albirii, și 0,0015 lei/dm².

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

CZ 621.74.033.2

Eficacitatea economică a turnării continue

Ing. E. BĂLAN și ing. A. POPESCU
Institutul de proiectări de uzine și instalații metalurgice

Turnarea continuă este un procedeu care permite obținerea directă din oțel a semifabricatelor (blumuri, brame, țagle, platine) cu eliminarea turnării în lingouri și a laminării lingourilor în semifabricate.

În cele ce urmează vor fi prezentate cîteva aspecte ale turnării continue care oglindesc economicitatea acestui procedeu în comparație cu turnarea clasică în lingouri. Cifrele de referință reprezintă o medie a datelor din literatura de specialitate. Situația este ușurată de faptul că economicitatea turnării continue este recunoscută, problemele care se pun referindu-se deci mai mult la măsurarea corectă a acestei economicități decît la existența ei ca atare.

Avantajele turnării continue pot fi rezumate după cum urmează:

— realizarea unor economii la cantitatea de metal care trebuie să fie manipulată și transformată pentru a obține aceeași cantitate de produse finite;

— realizarea unei economii absolute de metal;

— simplificarea structurii combinatelor și, în special, a sectoarelor de oțelării, laminoare, transporturi, plan general;

— sub aspect economic, aceste avantaje se reflectă în volumul de investiții și în prețul de cost al produselor.

Fiecare dintre aceste probleme va fi tratată folosind date cifrice simple care pot fi mai ușor urmărite și care scot în evidență și alte aspecte interesante, afară de cele strict economice.

În final vor fi prezentate cîteva date comparative între procedeul cu slebing și procedeul cu turnare continuă, așa cum ele rezultă prin aplicarea unei metode de calcul prezentată în articolul „Structura prețului de cost și a investițiilor în siderurgie”[*].

Economia de material feros. Economia de materiale și consumuri pe care o permite turnarea continuă se concretizează sub două forme: o micșorare a volumului de metal prelucrat și o economie absolută de metal, care vor fi analizate separat.

Să considerăm o cantitate de 1 000 kg laminate finite (de exemplu, benzi laminate la cald) și să admitem ca încărcări: lingou-bramă 1,18 t/t și bramă-tablă 1,12 t/t.

La 1 000 kg laminate finite se va avea situația comparativă din tabela 1.

Tabela 1

Denumirea materialului	Materiale, kg/t	
	turnare clasică	turnare continuă
	la laminorul finisor	la laminorul finisor
Brame	1 120	1 120
Arderi	30	30
Șutaje	90	90
Laminate finite	1 000	1 000
	la slebing	turnare continuă
Lingouri	1 120 × 1,18 = = 1 320	—
Arderi	30	—
Șutaje	170	—
Brame	1 120	1 120

Din situațiile de mai sus rezultă că șutajele de care vom dispune în cele două ipoteze considerate vor fi, la o tonă de laminat finit: la turnarea clasică, 90 (de la laminorul finisor) + 170 (de la slebing) = 260 kg, iar la turnarea continuă, 90 kg (de la laminorul finisor). Dacă raportarea se face nu la fiecare tonă de produs finit, ci la tona de material feros care iese din oțelărie, pentru fiecare tonă de lingou, respectiv de brame, va rezulta o cantitate de șutaje de: la turnarea clasică, $\frac{260\ \text{kg șutaje}}{1\,320\ \text{kg lingou}} = 200$ kg șutaje/t lingou, iar la turnarea continuă, $\frac{90\ \text{kg șutaje}}{1\,120\ \text{kg brame}} = 80$ kg șutaje/t bramă.

---

[*] Metalurgia, nr. 8, 1963, p. 325.

Rezultă că, la o tonă de produse finite, șarjele de la oțelării vor dispune sub formă de șutaje de următoarele cantități: în ipoteza turnării clasice, circa 200 kg/t lingou, iar in ipoteza turnării continue, circa 80 kg/t brame.

Să admitem că oțelul lichid este obținut în convertizoare cu oxigen.

În cazul turnării în lingouri, ca încărcătură metalică, inclusiv recuperările de la oțelării, se pot lua 1 140 kg/t lingou.

În cazul turnării continue unde încărcătura metalică și recuperările sînt mai ridicate, se pot lua ca încărcătură metalică 1 170 kg/t. Cantitatea totală de metal încărcată în convertizoare, pentru o tonă de laminat finit, va fi cea arătată în tabela 2.

Tabela 2

Felul turnării	Încărcătura metalică în convertizor	Metal de topit pentru o tonă de laminat finit	Indicatori
Turnare clasică	1 140 kg/t lingou	1 140 × 1,320 = 1 500 kg/t	100
Turnare continuă	1 170 kg/t bramă	1 170 × 1,120 = 1 310 kg/t	87

Rezultă că un prim factor care caracterizează turnarea continuă este cantitatea de metal prelucrată în convertizoare și care, în această ipoteză, este mai redusă cu circa 13% decît în cazul turnării clasice, cu toate consecințele în ceea ce privește capacitatea de producție a convertizoarelor pentru aceeași cantitate de laminate finite și economia de materiale auxiliare, combustibil, consumuri energetice, manoperă, amortizări etc.

Se va urmări mai departe procesul care are loc în oțelărie.

Cantitatea de metal necesară pentru obținerea unei tone de laminat finit a fost evaluată la turnarea clasică la 1 500 kg/t, iar la turnarea continuă, la 1 310 kg/t laminat finit.

În această încărcătură, partea care revine șutajelor este la turnarea clasică de 260 kg/t, iar la turnarea continuă, de 90 kg/t laminat finit. Scăzînd partea care revine șutajelor, cantitatea de metal de care va trebui să se dispună pentru obținerea unei tone de laminat finit va fi: la turnarea clasică, de 1 500 − 260 = 1 240 kg/t și la turnarea continuă, de 1 310 − 90 = 1 220 kg/t laminat finit.

Ținînd seama că, la turnarea continuă, recirculările din oțelărie reprezintă circa 50 kg/t sleb (circa 45 kg/t laminat finit), iar la turnarea clasică, numai 30 kg/t lingou (circa 25 kg/t laminat finit), metalul nou care va fi necesar pentru obținerea unei tone de laminat finit va fi la turnarea clasică 1 240 − 25 = 1 215 kg/t, iar la turnarea continuă, 1 220 − 45 = = 1 175 kg/t laminat finit.

Rezultă că, pentru obținerea unei tone de laminat finit, turnarea continuă necesită, ca metal nou, numai: $\frac{1\,175}{1\,215} \times 100 = 97\,\%$ din metalul nou cerut pentru obținerea unei tone de laminat finit prin turnarea clasică.

Acesta este al doilea aspect economic de o importanță deosebită la procedeul turnării continue.

Din cele arătate rezultă că introducerea turnării continue are drept efect:

— o reducere cu circa 13% (în ipotezele date) a masei metalice care trebuie să fie prelucrată și manipulată în sectorul oțelării și pînă la laminoarele finisoare;

— o economie absolută de metal de 3–4%.

Fără a restrînge generalitatea expunerii, vom presupune că se discută problema unui combinat nou care trebuie să fie proiectat în așa fel încît să producă o cantitate determinată de produse finite, lăsîndu-se proiectantului sarcina de a determina structura combinatului, atît în ipoteza turnării clasice, cît și în ipoteza turnării continue.

Singura dată suplimentară care se precizează prin temă se referă la cantitatea de fier vechi care este asigurată din afară. Să presupunem că această cantitate este identică în ambele cazuri. În general, în literatură această condiție nu este impusă, deși orice altă ipoteză schimbă condițiile de comparabilitate.

Într-adevăr, cînd cantitatea de fier vechi adusă din afară ar fi mai mare în ipoteza turnării continue, ar apărea necesar ca la un alt combinat să se creeze o capacitate echivalentă de producere de fontă, deoarece cantitatea totală de fier vechi de care dispune ansamblul economiei naționale este aceeași.

Vom presupune, pentru fixarea ideilor, că fierul vechi, prevăzut să fie adus din exterior, este de 50 kg/t oțel lingou.

Ținînd seama că pentru a obține aceeași cantitate de laminate finite este necesar să se producă la turnarea clasică 1 320 kg oțel lingou/t și la turnarea continuă 1 120 kg brame/t laminat finit, rezultă că pentru o tonă de brame turnate continuu se va dispune de o cantitate de: $\frac{1\,320}{1\,120} \times 50 = 59$ kg fier vechi din afară.

Cantitatea de fier vechi din afară, pe tona de laminat finit, va fi la turnarea clasică 1,32 t/t × 50 kg = 66 kg/t, iar la turnarea continuă 1,12 t/t × 59 kg = 66 kg/t laminat finit. Acest rezultat era de prevăzut, deoarece cantitatea de produse finite este aceeaşi în ambele ipoteze. Din calculele anterioare a rezultat că metalul nou necesar pentru a produce o tonă de laminate finite se ridică la turnarea clasică la 1 215 kg/t şi la turnarea continuă la 1 175 kg/t laminat finit.

Prin aportul de fier vechi de 50 kg/t oţel lingou, aceste cantităţi scad la turnarea clasică la 1 215−66 = 1 149 kg/t şi la turnarea continuă la 1 175−66 = 1 109 kg/t laminat finit.

Toate resursele de fier vechi fiind epuizate (şutaje, plus recuperări la oţelării, plus fier vechi din afară), aceste cantităţi vor trebui să fie asigurate sub formă de fontă caldă.

Raportînd cantităţile de mai sus la cantitatea totală de material feros necesar pentru a produce o tonă de laminate finite se obţin următoarele procente de fontă nouă în ansamblul materialului feros necesar pentru a produce o tonă de laminate finite: la turnarea clasică $\frac{1\,149}{1\,500} = 76,5\%$ şi la turnarea contiuă $\frac{1\,109}{1\,310} = 84,5\%$.

Rezultă că, în cazul în care la un combinat siderurgic se introduce turnarea continuă fără un aport suplimentar de fier vechi din exterior, structura metalului necesar pentru elaborarea unei tone de laminate finite se schimbă în sensul că procentul de fontă caldă în încărcătură creşte cu peste 10%. Acest rezultat nu este sesizabil de la prima vedere.

Pe baza datelor de mai sus se poate determina şarja de la oţelării în cele două ipoteze (tabela 3).

Tabela 3

Denumirea materialului	Materiale, kg/t	
	turnare clasică (lingouri)	turnare continuă (brame)
Fontă caldă	860	980
Şutaje	200	80
Fier vechi din afară	50	60
Fier vechi recirculat	30	50
Materii prime fără recuperări	1 140	1 170
Recuperări	30	50
Materii prime după recuperări	1 110	1 120

Cu toate că, la turnarea continuă, procentul de fontă caldă în şarjă creşte, cantitatea totală de fontă care trebuie să fie produsă în combinat pentru aceeaşi cantitate de laminate finite este mai mică.

Într-adevăr, potrivit ipotezelor admise iniţial, dintr-o tonă de oţel lingou, respectiv dintr-o tonă de brame turnate continuu, se obţin ca laminate finite:

— turnarea clasică (lingou) $\frac{1}{1,32} = 0,755$ t produse finite;

— turnarea continuă (brame) $\frac{1}{1,12} = 0,89$ t produse finite, şi deci cantitatea de fontă care trebuie produsă pentru o tonă de laminate finite va fi:

— turnarea clasică $\frac{860}{0,755} = 1\,140$ kg fontă/t laminate finite;

— turnarea continuă $\frac{980}{0,89} = 1\,100$ kg fontă/t laminate finite.

Se constată şi pe această cale că, la aceleaşi cantităţi de resurse din exterior (fier vechi), economia absolută de metal, la turnarea continuă, este de circa 3%.

Totodată se constată că, în cazul în care la turnarea clasică se porneşte de la un procent de fontă caldă în încărcătură de $\frac{860}{1\,140} = 76\%$, procentul de fontă caldă în încărcătură în cazul turnării continue va fi de: $\frac{980}{1\,170} = 84\%$.

Acest rezultat est foarte semnificativ într-un sens mai larg, şi anume: la acelaşi aport de fier vechi din afară, turnarea continuă atrage o mărire a procentului de fontă lichidă în şarjă, deplasînd procedeul Martin spre zona procedeului LD. Pe de altă parte, procedeul cu convertizoare cu oxigen se pretează mult mai bine pentru turnarea continuă decît procedeul Martin.

Rezultă că cele două procedee noi apărute în siderurgie, turnarea continuă şi convertizoarele cu oxigen, se asociază în condiţii favorabile prin însăşi structura impusă de turnarea continuă şarjelor de la oţelării.

Acestea sînt rezultatele de bază care deosebesc turnarea continuă de turnarea clasică (cu slebing) sub aspectul balanţelor de material feros, al economiei de metal şi al structurii şarjelor de la oţelării.

Investiţii. Datele prezentate în literatură cu privire la volumul investiţiilor în cazul introducerii turnării continue sînt destul de reduse şi uneori neconcordante, mai ales dacă se iau în consideraţie toate implicaţiile pe care acest procedeu le are în sectoarele de deservire şi în ramurile conexe ale economiei.

Sub aspectul volumului fizic de lucrări şi al modificării capacităţilor, turnarea continuă atrage:

— *lucrări care nu mai sînt necesare*: eliminarea slebingului şi a cuptoarelor adînci; reducerea capacităţii agregatelor de elaborare a oţelului lichid (cu 12−15% la aceeaşi producţie de laminate finite); eliminarea stripajului şi a pregătirii lingotierelor şi a depozitului de lingouri; eliminarea turnătoriei de lingotiere; reducerea suprafeţei uzinale, a lungimii căilor ferate, a parcului de tracţiune, o simplificare a planului general; reducerea consumului de materiale auxiliare, de combustibil, energie electrică, oxigen;

— *lucrări care se execută în plus*: instalaţia de turnare continuă, cu mărirea corespunzătoare a halei cerută de această instalaţie; mărirea suprafeţei depozitului de brame (în vederea curăţării lor) şi a capacităţii de încălzire a sleburilor din cauza temperaturii mai reduse a sleburilor turnate continuu (600—700°C, faţă de circa 900°C); crearea unui atelier special pentru confecţionarea şi repararea cristalizatoarelor.

Nu dispunem de date verificate cu privire la diferenţa de investiţii dintre cele două procedee. S-a admis ca ipoteză de bază că, la turnarea continuă, investiţiile din sectorul oţelării sînt cu circa 40% mai mari decît investiţiile la turnarea în lingouri. Potrivit tuturor surselor de documentare cercetate, această ipoteză poate fi considerată ca acoperitoare.

Trebuie să menţionăm că o creştere cu circa 40% a investiţiilor din sectorul de oţelării duce la o cifră nu mult diferită de investiţiile necesare pentru instalarea unui slebing (la oţelăriile cu o capacitate de cel puţin 3 000 000 t)-

Investiţiile din celelalte sectoare de bază (cocserie, aglomerare, furnale) au fost considerate ca fiind proporţionale cu cantităţile de cocs, aglomerat şi fontă cerute de fiecare procedeu. În mod similar s-a procedat şi cu investiţiile din sectoarele de deservire. Calculele făcute au dus la rezultatul că investiţiile din sectoarele de bază ale combinatului sînt cu circa 3% mai reduse în ipoteza turnării continue decît în ipoteza turnării clasice.

Preţul de cost. Calculul preţului de cost trebuie să ţină seamă de toate modificările de consumuri tehnologice, de utilităţi, de mîna de lucru, de amortismente şi de regii pe care turnarea continuă le impune în comparaţie cu turnarea clasică.

La elaborarea oţelului lichid, economia care se realizează la turnarea continuă este mai pronunţată în cazul oţelurilor calmate decît în cazul oţelurilor necalmate, acestea din urmă avînd pierderi mai reduse prin şutare. Totuşi, prin introducerea metodelor de încălzire a maselotelor, această diferenţă tinde să descrească.

În calcule s-au admis ca pierderi medii prin tăiere acelea prevăzute în calculul comparativ al balanţelor de metal prezentat anterior.

La stabilirea diferenţei de preţ de cost între cele două procedee s-au admis următoarele:

— valoarea încărcăturii metalice şi a recuperărilor s-a calculat pe baza consumurilor medii admise anterior;

— la consumurile de materiale auxiliare s-a ţinut seamă de eliminarea consumurilor de lingotiere şi poduri, de variaţia consumului de cărămizi refractare, de noile consumuri de cristalizatoare etc.;

— la manoperă s-a considerat că numărul de oameni folosiţi în oţelărie rămîne neschimbat, reducerea personalului de la secţiile de pregătire a lingotierelor şi de la stripaj fiind compensată de creşterea efectivului de personal care deserveşte instalaţia de turnare continuă;

— valoarea amortismentului pe tona de oţel lingou, respectiv pe tona de bramă turnată continuu, decurge din ipoteza considerată în ce priveşte investiţiile din sectorul de oţelării (valoarea investiţiilor la turnarea continuă este cu circa 40% superioară valorii investiţiilor de la turnarea clasică);

— s-a considerat că, în cazul turnării continue, regiile cresc cu 25—30% faţă de regiile din oţelăriile clasice, datorită în special volumului mai ridicat de întreţinere a utilajelor instalaţiei de turnare continuă.

Pe baza acestor date s-a determinat preţul de cost al bramelor turnate continuu faţă de oţelul lingou. Calculele arată că preţul de cost al unei tone de bramă turnată continuu este cu circa 7% mai mare decît tona de oţel lingou (reaşezarea preţurilor poate aduce unele modificări).

Acest rezultat intermediar este edificator numai în parte, deoarece el se referă la produse diferite: brame, respectiv oţel lingou.

În continuare, s-a calculat preţul bramelor obţinute prin laminarea lingourilor, rezultînd că preţul de cost al bramelor turnate continuu este inferior cu circa 8% faţă de preţul de cost al celor laminate.

Datele prezentate mai sus trebuie să fie privite ca o ipoteză de calcul în care au fost luate în considerare valori medii, susceptibile să scoată în evidenţă deosebirile esenţiale dintre două procedee.

Cazurile de speţă, care pot diferi între ele prin natura oţelurilor, prin capacitatea instalaţiei sau prin natura semifabricatelor, pot aduce variaţii mari în economicitatea comparativă a celor două procedee.

Trebuie insistat asupra faptului că analiza economică a turnării continue pune probleme deosebit de grele, datorită faptului că procedeul preia unele funcţii ale oţelăriei şi unele funcţii ale laminoarelor, fără posibilităţi de interpolare sau extrapolare, aşa cum se poate face în cazul în care se modifică agregatele sau tehnologia unui singur sector.

Analizele făcute (cu rezervele cuvenite în ce priveşte domeniile de aplicare) duc la rezultatul că turnarea continuă asigură o eficacitate economică superioară faţă de turnarea clasică în lingouri.

După cum s-a mai precizat, problemele care se pun se referă mai mult la posibilitatea de măsurare a acestei superiorități în diferite cazuri care pot apărea în practică și mai puțin la dovedirea ei ca atare.

Aplicarea unei metode noi de calcul. În lucrarea amintită („Structura prețului de cost și a investițiilor în siderurgie") s-a prezentat o metodă sintetică de calcul al consumurilor și al investițiilor în siderurgie.

Metoda pornea de la consumurile elementare de materii prime, materiale auxiliare și energie, manoperă și regii, din a căror însumare pe întregul parcurs tehnologic al siderurgiei, ținînd seama de consumurile specifice intermediare, ajungea să exprime fiecare produs intermediar (fontă, oțel, semifabricat, laminate finite) în funcție de aceste consumuri elementare. Totodată aceleași consumuri elementare permiteau să se determine investițiile proprii și investițiile conexe din siderurgie în fiecare dintre treptele tehnologice considerate.

Ca o aplicație a acestei metode s-a analizat situația procedeului turnării continue comparativ cu procedeul clasic al turnării în lingouri.

Ținînd seamă că atît procedeul clasic, cît și procedeul turnării continue, folosesc oțel lichid obținut din fontă și fier vechi, calculele au rămas neschimbate pînă la obținerea fontei.

Deosebirea dintre cele două procedee este că în cazul turnării continue cele trei trepte tehnologice :

$$\frac{\text{fontă}}{\text{furnale}} \rightarrow \frac{\text{oțel lichid} + \text{lingou}}{\text{oțelărie}} \rightarrow \frac{\text{brame}}{\text{slebing}}$$

sînt înlocuite prin :

$$\frac{\text{fontă}}{\text{furnale}} \rightarrow \frac{\text{oțel lichid} + \text{brame}}{\text{oțelărie}}.$$

Calculele sînt făcute în ipotezele deja menționate, și anume : cantitățile de fier vechi aduse din afară rămîn aceleași în ambele ipoteze și producția de laminate finite este aceeași în ambele ipoteze.

Calculînd consumurile specifice pentru o tonă de sleburi obținute prin laminarea lingourilor într-un slebing, respectiv prin turnarea continuă, s-au obținut rezultatele prezentate în tabela 4.

Reamintim că indicii de consum se referă la materiile prime, materialele auxiliare, consumurile energetice, manoperă etc. sub forma lor elementară, însumate pentru întregul parcurs tehnologic dintre cocs și aglomerat pînă la obținerea unei tone sleburi, după ce s-au făcut scăderile aferente recuperărilor.

Însemnînd cu 100 consumurile specifice pentru o tonă de sleburi obținute prin metodele clasice (oțel lingou + brame), au rezultat consumurile specifice pentru o tonă de brame turnate continuu (indicatori) arătate în tabela 4.

Tabela 4

Materialul	Slebing	Consumuri specifice pentru 1 tonă de brame turnate continuu
Cărbuni cocsificabili	100	97
Minereu de fier și mangan	100	96
Fier vechi	100	120
Feroaliaje	100	88
Materiale auxiliare	100	77
Combustibil convențional	−100	−300
Energie electrică	100	80
Abur	100	92
Oxigen	100	85
Aer suflat	100	96
Apă	100	98
Salarii directe (om-ore)	100	91
Amortizări (valoric)	100	97
Cheltuielile secțiilor de fabricație (valoric)	100	87
Cheltuieli generale (valoric)	100	90

Această tabelă centralizatoare rezumă în paralel structura consumurilor de toate categoriile aferente celor două procedee, mai complet decît orice altă expunere.

Asupra rezultatelor de mai sus sînt de făcut următoarele comentarii și precizări :

— Consumurile de cărbune cocsificabil și de minereu sînt cu circa 4% mai reduse la turnarea continuă. Rezultatele erau previzibile dacă se ține seamă că din calculele anterioare a reieșit că economia absolută de metal este de 3—4% ; ca urmare în ipoteza dată (aceeași cantitate de fier vechi din exterior), economia de minereu se reflectă integral în economia de fontă și, implicit, de cocs și de cărbune cocsificabil.

— Consumul de fier vechi pe tona de bramă apare mai ridicat cu circa 23% la turnarea continuă decît la slebing (98 kg/t față de 120 kg/t), rezultat aparent nelogic.

Explicația stă în faptul că, după compensarea recuperărilor, cantitatea de fier vechi care reintră în circuit la turnarea continuă nu mai este diminuată cu pierderile de metal, datorită arderilor care au loc la slebing.

— Feroaliajele se diminuează aproape proporțional cu cantitatea de metal topit.

— Materialele auxiliare se diminuează cu : lingotiere, poduri, pîlnii, o parte din cărămizile refractare, gudron etc., apărînd în schimb cristalizatoarele etc. Indicatorul cantitativ dat aici sub formă globală este lipsit de semnificație. O prezentare mai analitică ar depăși însă cadrul articolului.

— Combustibilul convențional consumat în toate treptele tehnologice pînă la obținerea sleburilor rămîne negativ (din cauza recuperărilor), atît în ipoteza turnării continue, cît și în ipoteza cu slebing. Soldul negativ este însă de circa trei ori mai mare la turnarea continuă decît la slebing, din cauza dispariţiei consumurilor energetice aferente laminorului slebing.

— Energia electrică pe tona de sleb scade cu circa 18% în cazul turnării continue. Se reaminteşte că această scădere se referă nu numai la oţelărie, ci şi la toate treptele tehnologice anterioare slebingului, respectiv turnării continue.

— Scăderea consumului de oxigen este aproape proporţională cu reducerea cantităţii de metal topit în convertizoare. Rezultatul este normal deoarece consumul de oxigen la celelalte sectoare este redus.

— Consumul de apă rămîne aproape neschimbat datorită consumurilor mărite la turnarea continuă care compensează într-o largă măsură consumurile aferente slebingului.

— Numărul de om-ore folosit pentru obţinerea unei tone de sleburi scade cu circa 9% faţă de ipoteza cu slebing. Acest rezultat este obţinut în ipoteza că numărul de muncitori din oţelărie rămîne neschimbat în ambele ipoteze.

— Valoarea amortizărilor, care reflectă şi valoarea investiţiilor, scade cu circa 3% în varianta turnării continue. Acest rezultat s-a obţinut în ipoteza că investiţiile la oţelărie cresc cu 40% atunci cînd aceasta este organizată pe turnare continuă. Investiţiile se referă şi la treptele anterioare (cocs, aglomerare, furnale), însă nu cuprind laminoarele finisoare.

— Cheltuielile secţiilor de fabricaţie şi cheltuielile generale scad cu 10—12%.

Introducînd valorile aferente consumurilor specifice obţinute mai sus, se ajunge la rezultatul că preţul de cost al bramelor turnate continuu este mai redus cu circa 8% faţă de preţul de cost al sleburilor laminate.

O analiză perfect similară a fost făcută atît pentru investiţiile proprii (adică investiţiile din cele patru sectoare de bază : cocserie, aglomerare, furnale, oţelărie, în cazul turnării continue, respectiv 5 sectoare de bază : cocserie, aglomerare, furnale, oţelărie şi slebing în cazul turnării clasice), cît şi pentru investiţiile conexe.

Din calcule a rezultat că investiţiile proprii, respectiv investiţiile din afară (adică investiţiile din sectoarele de deservire a combinatului, respectiv investiţiile din cadrul economiei naţionale), reprezintă procentual :

	slebing	turnare continuă
investiţii proprii	100	97
investiţii conexe	100	95
total	100	96

Se observă că investiţiile conexe scad mai mult decît investiţiile proprii, însă scăderile sînt de acelaşi ordin de mărime.

La un combinat cu capacitatea de producţie de 5 000 000 t, aceste economii sînt de ordinul 800 000 000—1 000 000 000 lei.

Concluzii

În rezumat, adoptarea turnării continue, admiţînd că ea va asigura o calitate a produselor, o gamă sortimentală, o posibilitate de adaptare la cerinţele variate ale producţiei comparabile cu acelea ale turnării clasice, poate să asigure concomitent o reducere a volumului de investiţii (proprii şi conexe) şi o reducere a preţului de cost de natură să o impună ca o soluţie de o indiscutabilă superioritate a eficienţei investiţiilor.

Aceste rezultate sînt îndeobşte cunoscute şi nu este cazul să insistăm asupra lor.

Rezultatele vor putea varia între anumite limite în raport cu perfecţionările care vor fi aduse turnării continue sau turnării clasice (în special în ce priveşte reducerea maselotelor), însă este aproape sigur că turnarea continuă va continua să prezinte avantaje sensibile faţă de turnarea clasică.

În cadrul cunoştinţelor pe care le avem asupra procedeului, cifrele vor putea fi precizate atunci cînd vom dispune de date de proiectare pentru ansamblul unui combinat, studiat în ambele ipoteze şi în condiţiile specifice din R.P.R.

Insistăm asupra metodei de calcul folosite în ultima parte a acestui articol şi care constitue o aplicaţie concretă a metodei generale expuse în articolul ,,Structura preţului de cost şi a investiţiilor în siderurgie”.

Din prezentarea făcută rezultă că metoda constituie un instrument de cercetare analitică de o deosebită eficacitate, permiţînd să se scoată în evidenţă sub aspecte complexe nu numai rezultatele finale în ceea ce priveşte consumurile specifice elementare, preţul de cost, valoarea investiţiilor proprii şi conexe etc., ci şi toate implicaţiile a două sau mai multe procedee pe tot parcursul treptelor tehnologice succesive.

CZ 621.744.58

Uscarea superficială a formelor de turnătorie

Ing. V. POPESCU şi ing. C. SCORŢEA
Institutul de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice

In ultimul timp, uscarea completă a formelor mijlocii şi mari de turnătorie, executată în cuptoare tip cameră, este înlocuită cu procedee noi de uscare superficială.

Deşi uscarea superficială este un procedeu de tehnică avansată, totuşi ea este cunoscută de mult timp în turnătorii. Astfel, în turnătoriile de piese mari se utilizează pe scară largă uscătoarele transportabile care usucă superficial formele mari executate în rame şi în sol. Cu ajutorul acestor instalaţii, agentul de uscare pătrunde în formă, eliminînd umiditatea pe o adîncime limitată a acesteia.

În ultimii ani, în turnătoriile cu un grad mare de mecanizare a fost introdusă o nouă metodă de uscare superficială, care constă în spălarea straturilor superficiale ale formei cu un curent de fluid cald (aer sau gaze de ardere calde).

Apariţia acestei metode a fost determinată de necesitatea dotării turnătoriilor de piese de serie mare şi foarte mare cu instalaţii de uscare de mare productivitate, care să poată fi încadrate în liniile mecanizate de formare-turnare şi care să fie capabile să asigure turnarea formelor mijlocii şi mari în bune condiţii.

Experienţa a dovedit că pentru obţinerea pieselor de calitate este suficient să se usuce suprafaţa formei numai pînă la o adîncime limitată care variază între 0 şi 150 mm, funcţie de tipul şi de dimensiunile piesei.

Timpul necesar pentru uscarea unui strat de asemenea dimensiuni fiind mic, instalaţiile de uscare superficială au o productivitate ridicată putînd fi uşor amplasate într-un flux tehnologic complet mecanizat.

Practica a dovedit că amplasarea cuptoarelor de uscare superficială în cadrul liniilor mecanizate de formare-turnare este complet justificată, datorită atît productivităţii ridicate a acestora, cît şi înlăturării turnării pe crud a pieselor mijlocii şi mari de serie, care provoacă creşterea exagerată a rebutului.

În prezent, în instalaţiile de uscare superficială menţionate se usucă forme executate după două tipuri de tehnologii :

— forme executate din amestec unic, uscate superficial pe o adîncime care variază în funcţie de grosimea peretelui piesei ;

— forme executate din două straturi — amestec de umplere şi amestec de model — la care se usucă integral numai stratul de model. În componenţa acestui strat intră diverşi lianţi de natură organică sau anorganică, care intensifică procesul de uscare. Această tehnologie este aplicată în special în Uniunea Sovietică.

Prin construirea formei din două straturi, cu un strat de model uscat şi un strat de umplere crud, se asigură avantajele caracteristice formării crude şi, în acelaşi timp, se menţin şi părţile pozitive ale formării uscate.

Stratul superficial uscat, executat din amestecuri de model cu întărire rapidă, rezistă la presiunile care apar în formă în timpul turnării.

Procesul de uscare superficială se bazează pe legea uscării corpurilor poroase :

$$I = -k\gamma_0(\Delta u - \delta\,\Delta t),\ \mathrm{kg/m^2h},$$

elementele acestei relaţii avînd următoarele semnificaţii : I este densitatea fluxului de umiditate în grosimea materialului ; k — coeficientul care depinde de starea corpului poros (temperatură şi umiditate) ; γ_0 — greutatea specifică a lichidului conţinut în corpul poros, kg/m^3 ; δ — coeficientul gradientului de temperatură (grad^{-1}) ; Δt — gradientul de temperatură (grad/mh) ; Δu — gradientul de umiditate (%umiditate/mh).

După cum se vede, intensitatea îndepărtării umidităţii din amestecul de formare depinde mai ales de gradienţii de umiditate şi de temperatură.

Din relaţia de mai sus reiese că fluxul de umiditate este îndreptat spre zona cu umiditate mai scăzută şi cu temperatură mai joasă. La uscarea formelor, zona de umiditate scăzută corespunde temperaturii celei mai ridicate şi, de aceea, mărimea fluxului de umiditate este funcţie de suma algebrică a celor doi gradienţi.

În cazul uscării complete a formei este necesar ca temperatura în uscător să se ridice treptat pentru a nu se supraîncălzi suprafaţa formei şi a nu se mări, prin aceasta, gradientul de temperatură dintre suprafaţă şi straturile mai adînci ale formei. În prima perioadă se recomandă ca uscarea să se facă la temperaturi joase şi la viteze mari ale agentului de uscare, iar apoi, pe măsura încălzirii materialului format, să se ridice treptat temperatura gazelor în uscător.

Pentru uscarea superficială însă la care se cere să se încălzească cît se poate de repede numai stratul superficial al amestecului de formare şi să se îndepărteze din acesta umiditatea este raţional să se încălzească foarte intens numai stratul superficial al formei şi să se închidă astfel ieşirea fluxului de umiditate spre suprafaţă. Deoarece intensitatea uscării superficiale a formei depinde de diferenţa presiunilor parţiale ale vaporilor de apă de pe suprafaţa formelor şi ale gazelor de uscare, intensitatea evaporării se poate regla prin schimbarea coeficientului de evaporare şi a conţinutului vaporilor de apă în gazele de uscare din atmosfera cuptorului. Coeficientul de evaporare variază funcţie de viteza gazelor care trec prin spaţiul de lucru. El creşte dacă se trece de la mişcarea laminară a gazelor de uscare la cea turbulentă.

Uscarea în curent forţat (mişcare turbulentă) va avea loc întotdeauna mai repede decît în curentul liber al gazelor de uscare (mişcare laminară).

Un alt factor care influenţează uscarea superficială este conţinutul de vapori de apă în atmosfera de lucru şi deci presiunea lor parţială care se micşorează pe măsura creşterii vitezei de înlocuire a gazelor de lucru în spaţiul de uscare. Viteza mare de înlocuire a gazelor de lucru este asigurată printr-un sistem de ajutaje prin care gazele calde sau aerul cald sînt introduse în cuptor cu o viteză de 15—20 m/s. Temperatura jeturilor de gaz sau aer trebuie să fie cu 50—80°C mai mare decît temperatura optimă de uscare pentru liantul folosit în compoziţia amestecului de formare.

În compoziţia amestecurilor de model se folosesc atît lianţi de natură anorganică (în special sticla solubilă), cît şi lianţi de natură organică, tip SP, SB, KT şi alţii (denumiri sovietice).

Prin adăugarea sticlei solubile în reţeta amestecurilor de model şi prin uscarea superficială a formelor confecţionate pe baza acestui amestec se obţin rezistenţe ale amestecului de 10—15 kg/cm^2. Prin adăugarea lianţilor organici se obţin rezistenţe mai mici (3—5 kg/m^2) care sînt însă suficiente pentru turnarea pieselor pînă la 5 000 kg greutate.

Aceşti lianţi sînt emulsii pe bază de leşie sulfitică, avînd ca material de adaos petrolatum oxidat (5—7%) în cazul liantului SP sau liant GTF (15—30%) în cazul liantului SB. Liantul GTF este un gudron obţinut la producerea gazului de generator prin folosirea ca materie primă a şisturilor bituminoase.

Grosimea stratului uscat superficial depinde de grosimea pereţilor piesei care se toarnă; această grosime creşte pe măsura creşterii greutăţii pieselor şi, mai ales, a creşterii grosimii pereţilor pieselor. Mărimea grosimii stratului uscat este necesară pentru a asigura o rezistenţă suficientă peretelui formei la acţiunea presiunii metalostatice.

În Uniunea Sovietică, turnătoriile uzinelor constructoare de maşini-unelte folosesc, la uscarea formelor superficiale, grosimi ale stratului amestecului de model, arătate în tabela 1.

Regimul de uscare superficială a formelor se poate calcula şi după nomograma lui I. L. Dedin (fig. 1) [3].

Procedeul de uscare superficială şi-a găsit aplicarea şi la confecţionarea formelor pentru piese de greutate mare (3—40 t) şi cu grosimi de pereţi variind între 50—900 mm, cum sînt sabotele, cadrele pentru cajele de laminor, cilindrii pentru piese, corpurile de turbină şi altele [4].

Tabela 1

Greutatea piesei, kg	Gabaritul ramelor, mm	Grosimea stratului de amestec uscat superficial, mm
10— 50	400 × 500	10—15
50— 100	500 × 600	15—20
100— 300	700 × 800	20—25
300— 600	1 000 × 1 400	25—30
600—1 000	1 200 × 1 500	30—35
1 000—1 500	1 300 × 1 800	35—40
1 500—2 000	1 500 × 2 000	40—45
2 000—3 000	1 800 × 2 800	45—50

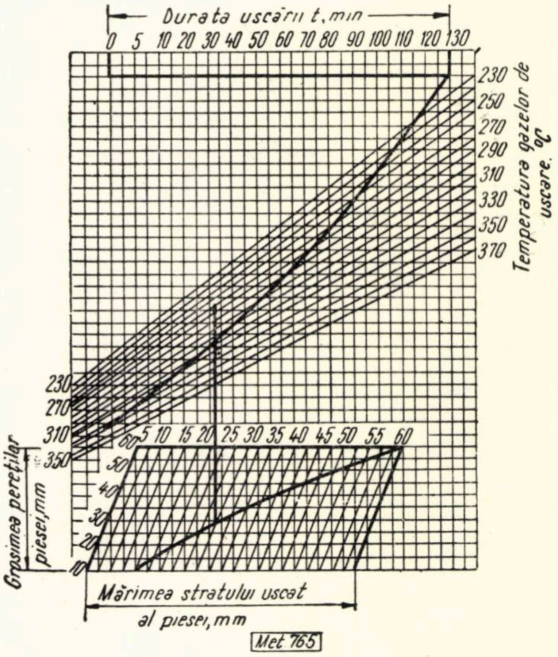


Fig. 1.

Grosimea stratului uscat superficial, în cazul pieselor de mai sus, este (după date americane) de 18—38 mm. În acest caz se foloseşte un amestec unic pe bază de nisip vechi, nisip regenerat şi unele adaosuri de lianţi (bentonită, amidon, argilă).

După uscare şi asamblare, formele nu trebuie să stea înainte de turnare mai mult decît 6—12 ore, menţinerea în continuare devenind periculoasă datorită difuziei umidităţii în stratul uscat superficial.

În U.R.S.S. s-au proiectat, pe baza principiului descris, două tipuri de instalaţii de uscare de dimensiuni diferite [1].

Primul tip serveşte pentru uscarea superficială a ramelor de dimensiuni maxime 1,6 × 1,1 × 0,45 m, iar al doilea tip, pentru rame de dimensiuni maxime 2,7 ×1,6 ×0,6 m. Fiecare dintre aceste tipuri a fost executat în două variante:

— pentru combustibil gazos, în care se folosește drept agent de uscare un amestec de gaze de ardere calde cu recircularea gazelor folosite;

— cu încălzire electrică, la care uscarea se face cu ajutorul aerului cald care recirculă în uscător. Uscarea cu ajutorul aerului cald se întrebuințează numai pentru forme cu lianți organici.

O instalație pentru uscarea superficială a formelor, cu ajutorul combustibilului gazos, se compune din corpul camerei de uscare *1*; focarul pentru arderea combustibilului *2*; sistemul de recirculare a gazelor calde *3*; sistemul perdelelor de aer *4* (fig. 2) [1].

În interiorul camerei de uscare trece o cale acționată cu role sau un transportor pășitor care deplasează formele în lungul camerei.

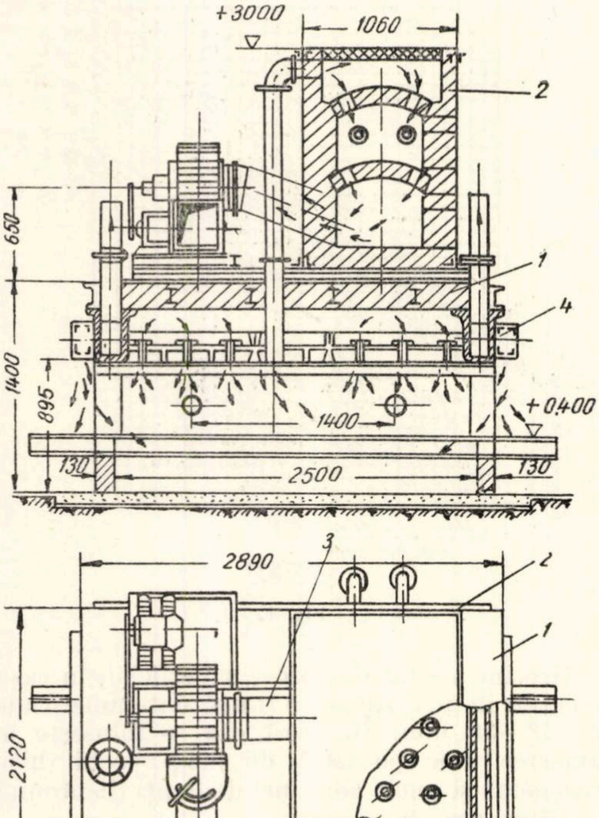


Fig. 2.

Gazele arse se evacuează în atmosferă cu ajutorul unui exhaustor. În interiorul corpului camerei de uscare sînt fixate plăci orizontale de fontă cu ajutaje demontabile care distribuie gazele calde pe suprafața supusă uscării.

În timpul uscării, gazele se mișcă în uscător în modul următor: amestecul de gaze arse folosite se colectează din mijlocul camerei de uscare și, trecînd prin focar, se amestecă cu produsele de uscare proaspete. Acest amestec este trimis cu viteză mare pe suprafața supusă uscării, producîndu-se astfel uscarea superficială a formelor.

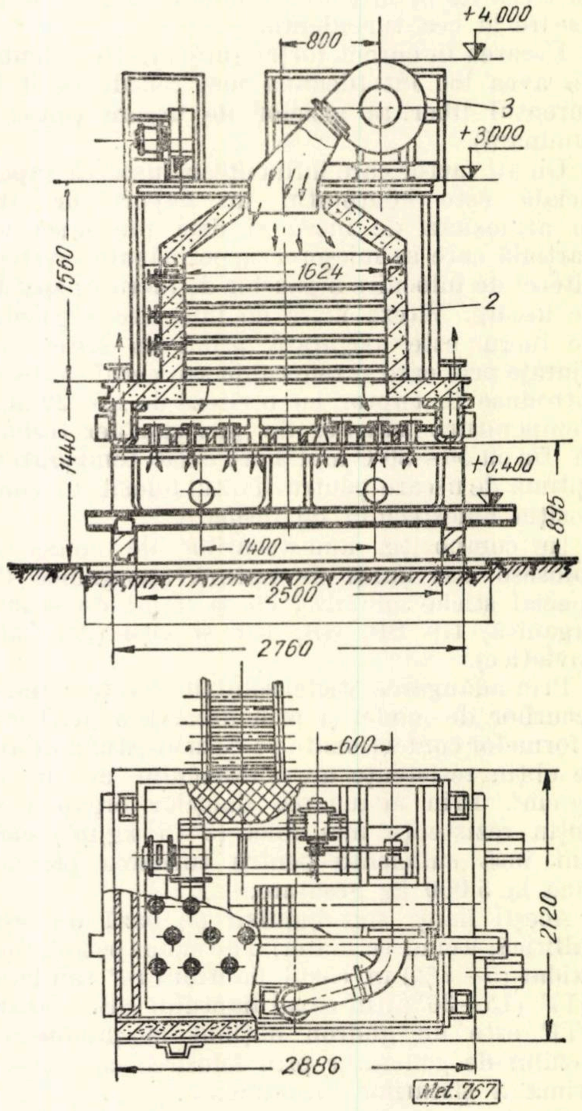


Fig. 3.

Viteza gazelor la ieșirea din ajutaje este de 15 m/s, ceea ce asigură o uscare eficientă a suprafețelor formelor la o distanță de pînă la 550 mm de la ajutaj, din care cauză nu este necesară reglarea distanței de la ajutaj la partea superioară a ramei de formare.

O instalație analogă cu încălzire electrică se compune din corpul camerei de uscare *1* (la fel ca în varianta 1) deasupra căruia există, în locul focarului, o aerotermă *2* cu mișcare verticală a aerului şi cu putere de 150 kW (fig. 3) [1].

Aeroterma este constituită dintr-un cadru metalic pe care sînt fixate, cu ajutorul unor izolatoare, elemente de încălzire sub formă de spirală din sîrmă cu diametrul de 5 mm (dintr-un aliaj nichel-crom). Deasupra aerotermei se află un ventilator de recirculare *3*. În timpul uscării, aerul cald uzat se colectează din mijlocul camerei de uscare şi se debitează cu ajutorul ventilatorului în aerotermă, unde se încălzeşte pînă la temperatura necesară, şi este trimis, printr-un sistem de ajutaje, cu o viteză de 15—20 m/s, pe suprafaţa supusă uscării.

Reglarea temperaturii aerului se face automat cu ajutorul unui regulator electronic de temperatură cu înregistrarea simultană a temperaturii pe întreaga durată de funcţionare a instalaţiei.

Instalaţiile de uscare superficială permit organizarea în flux a producţiei, prin introducerea lor în liniile mecanizate de formare-turnare.

Literatura de specialitate prezintă diferite scheme de organizare în flux a confecţionării formelor uscate superficial. Dintre cele mai reprezentative pot fi citate :

a) cuptorul de uscare superficială deservit de o maşină de formare obişnuită. Formele confecţionate mecanic sînt transportate cu ajutorul unor transportoare păşitoare prin cuptor unde se usucă şi, mai departe, pe paturile de montare a miezurilor şi de asamblare [1]. Această schemă permite şi amplasarea eventuală a unei a doua instalaţii de uscare superficială în continuare, în cazul în care se cere mărirea duratei de uscare;

b) linia mecanizată de formare-turnare deservită de un aruncător de nisip. Formele sînt executate pe un carusel de formare cu 6 poziţii, deservit de un aruncător de nisip fix. După formare, semiformele sînt preluate de o maşină de întors forme, după care sînt trimise la uscare superficială într-un cuptor de tip tunel.

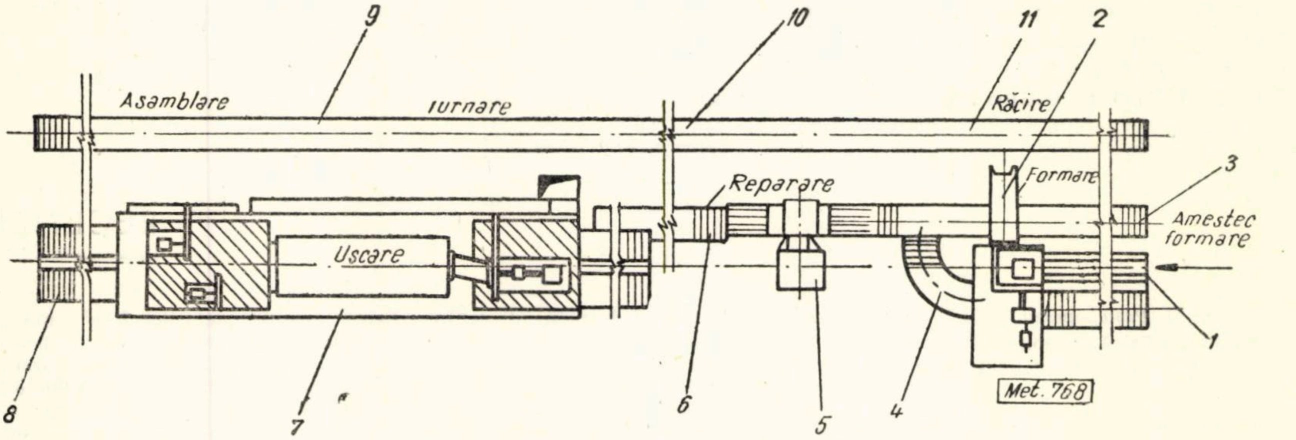


Fig. 4.

Durata uscării superficiale este de circa 0,5 h. Din cuptorul de uscare superficială formele sînt trecute pe căile cu role de asamblare şi turnare.

Proiectarea şi executarea instalaţiilor de uscare superficială în ţara noastră au devenit posibile în condiţiile dezvoltării producţiei de piese turnate, necesare industriei constructoare de maşini.

IPROMET a proiectat instalaţii de uscare superficială pentru secţia L.D.E. a turnătoriei de oţel de la U.C.M.R. Specificul acestei secţii (piese turnate de serie pentru locomotive Diesel electrice de 1 050 şi 2 100 CP) permite amplasarea unor cuptoare de uscare superficială în cadrul liniilor mecanizate de formare-turnare. Aceste linii de formare-turnare mecanizate sînt compuse (fig. 4) din : un aruncător de nisip *2* alimentat cu amestec de formare de transportorul cu bandă *1*; căi cu role retur rame *3* şi pentru returul plăcilor de model *4*; maşină de întors forme *5*; căi cu role pentru repararea formelor înainte de uscare *6*; cuptor de uscare superficială traversant *7*; căi cu role după cuptor de uscare superficială *8*; căi cu role de asamblare *9*, turnare *10* şi răcire *11*.

În cadrul acestei secţii au fost prevăzute două linii continue de fabricaţie :

— linia uşoară, pentru piese ale căror rame de formare sînt de dimensiuni cuprinse între 800 × 800 şi 300 × 400 mm. Această linie este deservită de un cuptor de uscare superficială, tip tunel, cu dimensiuni 12 × 2 m. Descrierea liniei s-a făcut mai sus;

— linia grea, pentru piese ale căror rame de formare sînt de dimensiuni cuprinse între 1 800 × 2 000 mm şi 800 × 800 mm.

Pentru uscarea superficială a formelor pe linia grea s-au prevăzut două cuptoare identice de tip tunel, amplasate în fluxul tehnologic de fabricaţie. Dimensiunile cuptoarelor sînt de 12 × 2 m.

Pe toată lungimea cuptoarelor, plăcile de bază împreună cu ramele rulează pe două şiruri de role libere care au și rolul de ghidare a ramelor prin cuptor. Avansul formelor prin cuptor este făcut cu ajutorul unui propulsor hidraulic.

Cuptorul este prevăzut cu trei zone de uscare : zona de preîncălzire, zona de încălzire și zona de răcire.

În primele două zone ale cuptorului are loc procesul de eliminare a umidității din stratul superficial al amestecului de formare pe o grosime de circa 60 mm.

Ramele de formare trec prin cuptor așezate într-un singur etaj. Din duzele amplasate în bolta cuptorului se suflă cu mare viteză jeturi de gaze calde care spală întreaga suprafață a cavității formei, producînd uscarea pe o adîncime care este funcție de timpul de menținere în cuptor.

Tabela 2

Dimensiunile ramelor, mm	Greutatea piesei, kg	Durata uscării, min	
		uscare completă	uscare superficială
De la 600 × 500 × 300/300 pînă la 1 200 × 800 × × 400/300	pînă la 600	360— 480	10— 30
De la 1 200 × 800 × × 400/400 pînă la 3 000 × 200 × 500/500	600 —3 000	480— 720	30—120
De la 3 000 × 2 000 × ×500/500 pînă la 5 000× × 3 000 × 700/700	3 000×5 000	960—1440	120—180

În zona a treia a cuptorului, din duzele amplasate în boltă se suflă aer rece care provoacă răcirea semiformelor pînă la temperatura de 40 — 50°C, temperatură cu care sînt scoase din cuptor.

Dintre multiplele avantaje ale acestui procedeu trebuie enumerate :

—Instalațiile de uscare superficială se încadrează perfect în liniile mecanizate de formare-turnare pentru piese mijlocii și mari de serie. Prin introducerea uscării superficiale s-a rezolvat problema realizării în timp scurt a unor forme de rezistență satisfăcătoare, combinîndu-se avantajele turnării în forme crude cu cele ale turnării în forme uscate.

— Prin scurtarea duratei de uscare a formelor se scurtează durata ciclului de fabricație a unor piese turnate, aceasta ducînd, pe lîngă micșorarea prețului de cost, la mărirea indicelui de productivitate pe suprafața turnătoriei. Pentru comparație se prezintă tabela 2 din care rezultă avantajul expus mai sus.

— Formele executate prin uscare superficială prezintă o compresibilitate bună, ceea ce reduce considerabil posibilitățile apariției crăpăturilor la cald la piesele mari și mijlocii, care înainte se turnau în forme uscate complet.

— Rezistența stratului uscat superficial este suficient de mare (3—5 kg/cm^2 în cazul utilizării lianților organici și 10—15 kg/cm^2 în cazul utilizării sticlei solubile).

— Amestecurile de formare pe bază de lianți cu uscare rapidă se pot prepara în orice instalație de preparat amestecuri de formare obișnuite.

— Consumul de combustibil necesar pentru uscare se reduce considerabil datorită micșorării ciclului de uscare, a cantității de material supus uscării și, implicit, a cantității de umiditate evacuată. El scade de la 300 000 kcal/t pentru amestec uscat la 80 000 kcal/t pentru amestec uscat superficial.

---

[1] *Cetveruhin, S. I.* Instalații tip pentru uscarea superficială a formelor de turnătorie. În : Liteinoie proizvodstvo, nr. 5, 1961. [2] *Parasiuk, P. F.* Uscător orizontal tip conveier pentru uscarea superficială a formelor. În : Liteinoie proizvodstvo, nr. 2, 1961. [3] *Dodin, I. L.* Tehnologia modernă de fabricare a pieselor turnate pentru mașini-unelte. In : Liteinoie proizvodstvo, supliment special, 1957. [4] *Novikov, F. G., Lîșițîna, E. F.* și *Frolova, M. V.* Producția pieselor mari de oțel în străinătate. Moscova, Mașghiz, 1960. [5] *Satkih, M. I.* Amestecuri de formare și de miez. Moscova, Mașghiz, 1961.

RECENZII

S. Gidea, M. Protopopescu, și *D. Drimer.* **Metalurgia fizică a semiconductorilor.** București, Ed. Academiei R.P.R., 1963, 500 p.

Studiul semiconductorilor, elaborarea materialelor și a dipozitivelor semiconductoare cunosc astăzi o largă dezvoltare în lumea întreagă. În pofida unei ample literaturi de specialitate apărute în ultimii ani în străinătate, în țara noastră se simțea lipsa unei lucrări care să precizeze ideile și să sistematizeze cele mai noi date din vastul material științific experimental cuprins de această literatură, în special într-un domeniu de bază al semiconductorilor, acel al creării materialelor semiconductoare. Ca atare, monografia „Metalurgia fizică a semiconductorilor" vine să umple acest gol și, alături de celelalte lucrări apărute pînă acum în R.P.R. privind mai ales tehnologia și aplicațiile dispozitivelor semiconductoare, să constituie o bază temeinică pentru documentarea noilor cadre de specialiști din această ramură relativ tînără a tehnicii moderne.

Cartea tratează problemele științifice și tehnice legate de metalurgia materialelor semiconductoare, elementele de fizica semiconductorilor fiind limitate, în general, la strictul necesar pentru definirea ideilor și înțelegerea caracteristicilor materialelor semiconductoare în strînsă corelație cu structura lor.

Modul de prezentare a materialului cuprins în cele 12 capitole ale cărții, conținutul acestora, se caracterizează nu numai prin înalta sa ținută științifică, ci și printr-o notă originală și prin nuanța sa didactică, la aceasta contribuind, desigur, experiența de mai mulți ani a autorilor ca cercetători în domeniul metalurgiei materialelor semiconductoare.

În capitolul I — Constituția fizică și proprietățile semiconductorilor — se definesc materialele semiconductoare după criteriul conductivității electrice, comparativ cu metalele și dielectricii, idee dezvoltată în continuare cu ajutorul elementelor din fizica solidului. Capitolul mai cuprinde explicarea semiconductibilității intrinseci și extrinseci, elemente de statistică a purtătorilor de sarcini și se încheie cu o scurtă prezentare a parametrilor fundamentali ai unui material semiconductor, metodele și formulele necesare pentru determinarea acestora fiind schematizate într-o tabelă cuprinzătoare.

Dacă în acest capitol problemele de fizica semiconductorilor nu au fost dezvoltate de autori, pe considerentul justificat că acestea constituie subiectul altor tratate, ar fi fost totuși necesar ca unele noțiuni, elemente cu care de altfel se operează pe parcursul întregii cărți (de exemplu nivelul Fermi, masa efectivă și altele), să fie mai clar precizate și dezvoltate cu atît mai mult, cu cît cartea poate constitui un prețios material documentar și didactic pentru noile cadre de specialiști metalurgi în domeniul materialelor semiconductoare.

În capitolul al II-lea, după ce se prezintă clar noțiunile de cristalografie, sînt tratate pe scurt principiile fizice ale cristalizării din fază de vapori, soluții, topitură, elementele date fiind folositoare în înțelegerea altor procese fizice, ca topirea zonară, creșterea epitaxială, obținerea monocristalelor analizate în detaliu în capitolele următoare.

Pe aceeași linie se situează și prezentarea mecanismului de creștere a cristalelor, subliniindu-se că trebuia insistat mai mult asupra creșterii dendritice, deoarece această metodă prezintă un deosebit interes pentru tehnologia tranzistoarelor din R.P.R.

Capitolul al III-lea se remarcă prin modul ordonat de clasificare a imperfecțiunilor din cristale, în special cele din cristalele semiconductoare.

Se analizează cauzele formării dislocațiilor și influența acestora asupra proprietăților materialelor semiconductoare, legătura dintre defectele structurale și deformarea plastică a germaniului și siliciului, precum și cu acțiunea radiațiilor.

Imperfecțiunile structurale de natură chimică — impuritățile — sînt tratate în capitolul al IV-lea. Se definesc clar și precis impuritățile din materialele semiconductoare, se prezintă sintetic metoda de determinare a concentrațiri impurităților ionizate pe baza statisticii Fermi — Dirac și se analizează influența acestora asupra proprietăților semiconductorilor. Capitolul mai cuprinde unele considerații asupra reacțiilor în fază solidă, ca mod de reprezentare a proceselor de disociere-asociere a impurităților din materialele semiconductoare.

Un capitol remarcabil prin conținutul său este cel despre teoria aliajelor semiconductoare (capitolul al V-lea),.

Prezentarea noțiunilor termodinamice privind transformările de fază, ca și a metodelor de calcul termodinamic al diagramelor de echilibru, împreună cu considerațiile făcute asupra aliajelor de tip soluții solide, permit înțelegerea mai profundă a analizei sistemelor de aliaje semiconductoare cu componenți miscibili sau parțial miscibili.

Interesante sînt datele privind solubilitatea în stare solidă, solubilitatea retrogradată (inversă) care indică posibilitatea aplicării de tratamente termice de punere în soluție (călire) sau de precipitare din soluții solide suprasaturate (îmbătrînire) și, ca atare, deschide perspective largi în metalurgia fizică a semiconductorilor.

În capitolul al VI-lea, autorii fac o amplă prezentare a materialelor semiconductoare, insistînd asupra corelației dintre structura electronică și cea cristalină și dependența caracteristicilor semiconductoare de această corelație.

În acest sens sînt examinați în mod sistematic: semiconductorii elementari, compușii intermetalici binari izoelectronici și alte clase de compuși semiconductori binari, ternari și cuaternari, aliajele semiconductoare; urmează semiconductorii cu structură sticloasă, oxidici, feromagnetici și segnettoelectrici, capitolul încheindu-se cu o succintă tratare a comportării semiconductorilor în stare lichidă.

Problemelor de elaborare a materialelor semiconductoare (capitolul al VII-lea) le este consacrat un spațiu mai restrîns fiind accentuate condițiile de puritate pe care le reclamă metalurgia acestor materiale, iar schematizat se prezintă metodele fizico-chimice de purificare înaintată.

Despre topirea zonară (capitolul al VIII-lea), procedeu metalurgic de purificare înaintată a materialelor semiconductoare, autorii reușesc să prezinte un material închegat care să cuprindă, pe lîngă datele esențiale ale teoriei topirii zonare, și metodele de determinare a coeficienților de repartiție a impurităților, unele elemente utile de tehnologie și considerații cu privire la metodele speciale de topire zonară.

În capitolul al IX-lea se expun metodele de obținere a monocristalelor semiconductoare: din fază de vapori, din topitură, din soluții.

Principiile generale, elementele teoretice se îmbină armonios cu datele tehnologice, ceea ce oferă o vedere de ansamblu asupra tuturor problemelor legate de creșterea monocristalelor semiconductoare.

Capitolul al X-lea cuprinde un bogat material documentar despre impurificarea controlată, joncțiuni, contacte, probleme deosebit de importante ale metalurgiei fizice a semiconductorilor. Sînt prezentate în detaliu, sub aspectul teoretic și practic, cele mai noi date obținute în acest domeniu.

Ultimele două capitole (al XI-lea și al XII-lea) sînt consacrate metalurgiei siliciului, respectiv germaniului. Sînt cuprinse toate aspectele metalurgice ale acestor materiale semiconductoare; metode de obținere a materialelor de puritate înaintată, creșterea monocristalelor, proprietățile semiconductoare, impurificarea controlată, aplicațiile în dispozitivele semiconductoare și altele.

La redactarea prezentei monografii, autorii au folosit, pe lîngă lucrările lor proprii în domeniul metalurgiei semiconductorilor, un vast material bibliografic și ilustrativ. Indicațiile bibliografice sînt cuprinse atît în text, cît și la sfîrșitul fiecărui capitol, ceea ce asigură aprofundarea problemelor care prezintă interes pentru cititor.

Cartea tratînd problemele științifice și tehnice ale metalurgiei semiconductorilor, prin folosirea judicioasă a elementelor metalurgiei fizice, se adresează atît inginerilor metalurgi, cît și fizicienilor specializați în domeniul semiconductorilor.

Șt. Zămîrcă

Studii și cercetări de metalurgie, nr. 3, 1963.

Revista „Studii și cercetări de metalurgie, nr. 3, 1963, elaborată de Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R., cuprinde interesante articole din domeniile: metalurgie fizică, metalurgia pulberilor și prepararea minereurilor și materiale auxiliare.

În lucrarea „Determinarea caracteristicilor frigoelementelor din aliaje semiconductoare cu bază de telur”, autorii (Al. Protopopescu, St. Zămîrcă și N. Petrescu) descriu modul de elaborare a aliajelor semiconductoare pe bază de telur de tipurile *N* și *P*, folosind materii prime existente în țară și purificate pînă la un grad de puritate de 99,99%. Pe lîngă determinarea compoziției optime, s-au studiat microstructura și microduritatea aliajelor, evaluîndu-se porozitatea și constituenții.

Lipirea contactelor de comutație s-a realizat cu plăcuțe de cupru în prealabil cositorite, întrebuințînd indiu pur și un aliaj de Bi-Sn pentru a asigura o mai bună aderență și o rezistență specifică redusă. S-au calculat parametrii frigorifici, căderea de tensiune și rezistența nominală pentru un frigoelement. Determinarea acestor parametri a fost în plină concordanță cu valorile calculate. După montarea frigobateriei s-au efectuat încercări pentru a estima căderea de temperatură, folosind atît curent alternativ, cît și curent continuu. Rezultatele obținute fără izolare termică și fără pierdere de căldură la sudurile calde au fost satisfăcătoare, prin aceasta determinîndu-se posibilitatea de a construi un frigider bazat pe aceste frigoelemente.

Tot în domeniul metalurgiei fizice, N. Petrescu și A. Someșan prezintă lucrarea „Contribuții la studiul substructurii celulare în aluminiu aliat cu cupru”, în care analizează condițiile care determină apariția substructurii celulare. Autorii au elaborat o serie de aliaje de aluminiu-cupru cu 0,0001%; 0,001% și 0,01% Cu, care au fost solidificate în condiții diferite, urmărindu-se stabilizarea substructurii celulare în funcție de creșterea conținutului în impurități și de viteza de solidificare.

Cu ajutorul izotopilor radioactivi şi întrebuinţînd metoda autoradiografică, autorii au studiat segregaţiile de cupru la limitele celulelor. Se fac consideraţii referitoare la punerea în evidenţă a substructurilor celulare prin metoda atacului de punere în evidenţă a dislocaţiilor.

În domeniul metalurgiei pulberilor, T. Oprescu prezintă lucrarea „Unele aspecte teoretice privind elaborarea şi proprietăţile materialelor Al—Al_2O_3 obţinute din pulberi atomizate oxidate artificial".

Materialele Al—Al_2O_3 elaborate pornind de la pulberi avînd dimensiunea de 50μ, oxidate artificial, sînt sisteme disperse cu o dispoziţie reticulară a fazei ceramice sub formă de filme situate la limitele grăunţilor metalici.

Conţinutul de 25—35% Al_2O_3 este un conţinut „critic" corespunzînd la o grosime „critică" a filmelor de oxizi de 3—6μ, care introduce modificări calitative în structura materialelor şi, ca urmare, în modul de variaţie a proprietăţilor.

Realizarea pentru aceste materiale a condiţiei structurale fundamentale, aderenţa fazelor şi uniformitatea dispersiei permit să se obţină valorile maxime ale proprietăţilor pentru granulometria pulberii iniţiale.

Eficacitatea metodelor de oxidare artificială este condiţionată de granulaţia pulberii iniţiale, ca urmare a creşterii grosimii filmelor de oxizi în funcţie de granulaţie. Oxidarea artificială nu permite să se egalizeze ansamblul proprietăţilor materialelor elaborate pornind de la pulbere foarte fină, ca urmare a intervalului diferit de variaţie a granulaţiei pentru cele două metode de oxidare, precum şi din cauza influenţei mai puternice a creşterii grosimii filmelor de oxid asupra plasticităţii decît asupra rezistenţei.

Calea raţională de dezvoltare a materialelor Al—Al_2O_3 pornind de la pulberi atomizate constă în oxidarea artificială a pulberilor de granulaţii fine şi foarte fine pînă la conţinuturi de 25—30% Al_2O_3.

Din domeniul „Prepararea minereurilor şi materiale auxiliare" fac parte lucrările : „Influenţa aeraţiei asupra flotaţiei minereurilor foarte fin măcinate", în care autorii (I. Huber Panu, C. Pandelescu şi A. Protopopescu) au stabilit, cu ajutorul unei relaţii deduse anterior, variaţia coeficientului vitezei de flotaţie corespunzător diferitelor clase granulometrice cînd condiţiile de aerare variază.

Rezultatele obţinute au pus în evidenţă faptul că, acţionînd asupra parametrilor aeraţiei, se îmbunătăţeşte sensibil viteza de flotaţie a diferitelor clase granulometrice, pentru fiecare corespunzînd o viteză de flotaţie maximă determinată prin anumite condiţii de aerare. Acţiunea aeraţiei nu permite să se realizeze o flotaţie a claselor foarte fine la nivelul claselor mai grosolane.

Bazîndu-se pe aceste concluzii, autorii au studiat de asemenea posibilitatea de a îmbunătăţi — prin acţiunea aeraţiei — flotaţia diferenţială a anumitor minereuri complexe fin măcinate. Experienţele de flotaţie efectuate în diferite condiţii cu un amestec sintetic de galenă-blendă-cuarţ şi galenă-blendă-pirită-cuarţ au arătat că, prin aplicarea unor anumite condiţii de aeraţie corespunzătoare, se poate obţine o îmbunătăţire apreciabilă a vitezei medii de flotaţie care se traduce prin scăderea duratei de flotaţie şi deci prin creşterea capacităţii instalaţiei de flotaţie.

„Cinetica de desulfurare a cărbunilor energetici", în care autorul (V. Cîndea Muntean) studiază cinetica de oxidare a piritei din cărbuni (cinetică de desulfurare) pe care o compară cu cinetica de oxidare a piritei pure de către un amestec oxidant vapori-aer. Se găseşte o mare similitudine între mecanismul de oxidare a piritei pure şi a piritei din cărbuni. Se arată că viteza de eliminare a sulfului din cărbuni este strîns legată de viteza de degazare a cărbunilor, ceea ce demonstrează că descompunerea termică a cărbunilor creează condiţiile necesare unei bune desulfurări.

Pe lîngă aceste articole, se publică şi următoarele note : „Cercetări privind îmbunătăţirea construcţiei şi compoziţiei dopurilor de turnare" de V. Covacevici şi „Cîteva date experimentale privind folosirea gazului natural la reducerea minereurilor de fier" de M. Ispas.

Revista mai cuprinde o informaţie despre „Conferinţa de coroziune a metalelor de la Varşovia" şi cîteva recenzii ale recentelor lucrări de specialitate apărute.

M. Solacolu

M. Adrian. **Laminarea la cald a tablelor şi a benzilor.** Bucureşti, Editura tehnică, 1963, 616 pag.

O trăsătură caracteristică a dezvoltării industriei siderurgice pe plan mondial o constituie creşterea continuă a proporţiei de tablă şi de benzi din totalul de laminate, ca urmare a progresului rapid al industriilor constructoare de produse plate (construcţia de maşini, construcţiile industriale şi de poduri, construcţiile navale, industria chimică şi petrolieră, industria de automobile, industria alimentară etc.).

Construcţia de uzine noi, avînd ca specialitate producţia de table şi de benzi, precum şi extinderea celor existente, a permis ca în unele ţări, dezvoltate din punct de vedere industrial, 40—60% din totalul de laminate să-l reprezinte produsele plate.

Extinderea utilizării produselor plate este legată de o serie de avantaje tehnice şi economice : calitate superioară, economie de metal, productivitate a muncii sporită etc.

O altă caracteristică a dezvoltării producţiei de produse plate pe plan mondial o reprezintă creşterea (la 50—60% din cantitatea de tablă) a producţiei de tablă cu caracteristici mecanice şi fizice superioare (rezistenţă la rupere, limită de curgere, alungire, sudabilitate etc.), table de oţel calmat (carbon de calitate, slab aliate, aliate), livrate în stare tratată termic.

În ţara noastră, construcţiile din ultimii ani, de noi laminoare de tablă subţire şi de laminoare de benzi şi, în special, construcţia Combinatului siderurgic de la Galaţi, vor permite satisfacerea cerinţelor crescînde de tablă şi benzi, armonizarea sortimentelor în producţia de laminate şi creşterea substanţială a procentului de tablă de calitate.

O dată cu construcţia de noi laminoare de tablă şi benzi cresc şi cadrele de ingineri şi tehnicieni care lucrează în sectoarele de laminoare (exploatare, proiectare, cercetare). Pentru documentarea şi pregătirea teoretică a acestor cadre, o contribuţie importantă o aduce lucrarea „Laminarea la cald a tablelor şi a benzilor", de ing. M. Adrian, lucrare care completează un gol ce există în literatura de specialitate din ţara noastră.

Lucrarea cuprinde patru părţi : generalităţi, laminarea tablelor groase în foi, laminarea benzilor late şi automatizarea laminoarelor de table şi benzi.

După cum se vede, în lucrare s-au abordat numai unele categorii de laminoare la cald, de tablă şi benzi, adică cele de table groase în foi şi benzi late, lăsînd la o parte laminoarele la cald de benzi înguste şi tablă subţire în foi. Deşi aceste categorii de laminoare nu sînt la nivelul tehnicii moderne şi nu se mai construiesc, totuşi consider că prezentarea lor era utilă pentru cadrele tehnice din exploatare de la laminoarele de tablă subţire şi de benzi înguste existente în ţara noastră.

Prima parte a lucrării, „Generalităţi", tratează o serie de probleme cu caracter general privind sortimentele de produse plate, tipurile de laminoare de table groase şi benzi laminate, bazele de calcul ale laminării, precum şi cilindrii utilizaţi la aceste laminoare.

Din text rezultă preferinţa autorului pentru problemele teoretice ; se prezintă clar diversele metode de calcul şi formule pentru cunoaşterea unghiului de prindere, forţa de laminare, momentul şi puterea de laminare, factori necesari pentru calculul corect al schemelor de laminare şi al regimului optim de reducere la laminarea tablelor şi benzilor.

În continuare, autorul se ocupă de cilindrii laminoarelor de tablă şi benzi, expunînd calculul cilindrilor la rezistenţă, calibrarea şi materialul cilindrilor.

În partea a doua a lucrării privind „Laminarea tablelor groase în foi" se arată tipurile de laminoare, procesul tehnologic, bazele metalurgice, materia primă şi încălzirea ei, bazele tehnologice ale laminării, linia de laminare, finisarea, şi exemple de laminoare caracteristice.

Trebuie menţionat faptul că în această parte a cărţii se dau numeroase exemple cu privire la calculul productivităţii la linii de laminare, paturi de răcire, foarfece etc., calculul tablelor laminate din lingouri şi brame, calculul timpilor de laminare şi calculul de utilaje, toate acestea fiind folositoare tehnicienilor din exploatare şi proiectări.

De asemenea, se dau exemple privind cei mai importanți indicatori tehnico-economici, cum sînt consumul de metal și de cilindri.

În continuare trebuie subliniată preocuparea autorului pentru tratarea unor probleme actuale privind calitatea tablelor, ca de exemplu : curățarea materialului, tratamentul termic și controlul produselor. Ceea ce s-a prezentat în carte este un început bun, însă prea puțin pentru ce s-a făcut în acest domeniu și se găsește în literatura de specialitate. Tratamentul termic este examinat mai mult sub aspectul instalațiilor și al amplasării lor și mai puțin sub aspectul tehnologiei aplicate tablelor de oțel de calitate și oțeluri aliate. Consider că dezvoltarea acestei probleme interesează atît pe tehnicienii din exploatare, cît și pe cei din institutele de cercetări.

Această parte a lucrării mai cuprinde exemple de caracteristici ale cajelor laminoarelor moderne de tablă și exemple de laminoare caracteristice instalate în ultimii ani în țări înaintate din punct de vedere industrial, ceea ce arată nivelul tehnic la care s-a ajuns în construcția de laminoare.

În partea a treia, „Laminarea benzilor late", se tratează caracteristicile generale, materia primă și încălzirea ei, bazele tehnologice ale laminării, linia de laminare, ajustajul, exemple de laminoare caracteristici instalate recent în U.R.S.S., S.U.A., R.F.G. etc.

Partea a patra a lucrării se referă la „Automatizarea laminoarelor de table și benzi", prezentîndu-se etapele automatizării, pornind de la simpla măsurare automată a unor parametri pînă la automatizarea totală și complexă a procesului tehnologic.

Lucrarea a apărut în foarte bune condiții tipografice, cu numeroase schițe. În redactarea lucrării, autorul a folosit un bogat material bibliografic, ținînd seamă de cele mai recente lucrări de specialitate apărute atît în străinătate, cît și în țara noastră.

Lucrarea se recomandă în egală măsură personalului tehnic din institutele de proiectări și cercetări, inginerilor și tehnicienilor din exploatarea laminoarelor, precum și cadrelor didactice și studenților de la facultatea de metalurgie.

I. G. Popa

INVENȚII

Jgheab mobil bifurcat pentru descărcarea cuptorului Siemens-Martin în două sau mai multe oale de turnare. Autori ing. M. Popescu, ing. A. Pedimonte și Al. Lissy. Invenție R.P.R. nr. 42041

Problema folosirii jgheaburilor de turnare bifurcate se pune în special în oțelăriile unde capacitatea podurilor rulante nu permite folosirea unei singure oale pentru descărcarea completă a cuptorului. În acest scop se cunosc diferite construcții prin care se urmărește, pe de o parte, descărcarea completă fără întreruperi a șarjei în două sau mai multe oale și, pe de altă parte, realizarea unei proporții anumite între debitele de oțel care se descarcă concomitent în două oale.

Un jgheab bifurcat cunoscut are atașat lateral un electromagnet care, în timpul curgerii oțelului prin jgheab, atrage masa de oțel lichid spre una dintre ramificațiile jgheabului, realizînd proporția dorită pe cele două ramificații.

Un alt jgheab este dispus în poziție înclinată și este prevăzut cu mijloace de sprijinire și rotire în jurul unui punct de articulație, permițînd umplerea succesivă a unui număr de oale de turnare așezate pe un arc de cerc.

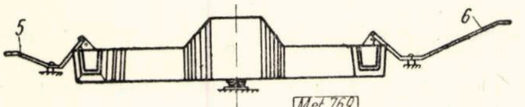


Fig 1

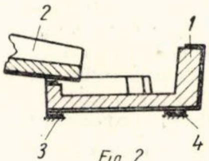


Fig 2

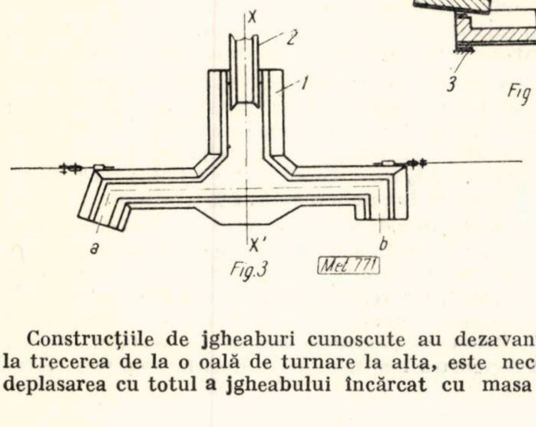


Fig.3

Construcțiile de jgheaburi cunoscute au dezavantajul că, la trecerea de la o oală de turnare la alta, este necesară fie deplasarea cu totul a jgheabului încărcat cu masa lichidă, fie manevrarea unor dopuri de închidere a căror întreținere este greoaie.

Noua construcție arătată în figura 1 (vedere frontală), figura 2 (secțiune longitudinală) și figura 3 (vedere în plan orizontal) înlătură aceste dezavantaje și este constituită dintr-un jgheab mobil în formă de T, dispus în prelungirea jgheabului fix *2* al cuptorului Siemens-Martin, pe două reazeme fixe *3* și *4* situate pe axa mediană a jgheabului, care au forma unor cuțite de balanță, ceea ce permite basculare a cu ușurință într-o parte sau în alta a jgheabului, cu ajutorul unor pîrghii *5* și *6*. Limitarea înclinării jgheabului se face cu opritoare. Prin înclinarea într-o parte sau în alta a jgheabului se realizează o repartiție în raportul dorit a debitelor către cele două ramuri *a* și *b* ale jgheabului, respectiv spre oalele de turnare dispuse în dreptul lor.

Noua construcție are o siguranță sporită în funcționare, repartizarea în proporția dorită a debitului metalului lichid spre cele două oale, iar manevra de basculare se face cu ușurință.

Mecanism pentru schimbarea automată a dopurilor sferice folosite la laminarea eboșurilor de țevi la laminorul duo. Autor Gh. Petroiu. Invenție R.P.R.. nr. 42032

Pentru obținerea țevilor fără sudură se cunoaște un mecanism pentru schimbarea automată a două dopuri sferice folosite în procesul de laminare. Acest mecanism are doi cilindri fixați sub jgheabul de alimentare a laminorului, prevăzut în acest scop cu o parte alungită cu fund înclinat și cu un orificiu în formă de pîlnie în dreptul locului în care sînt fixați cilindrii.

Acest mecanism rezolvă parțial problema alimentării automate a laminorului duo cu dopuri sferice, și anume numai în cazul de două treceri, deoarece în cazul mai multor treceri ar fi necesară introducerea în cilindri a unor dopuri suplimentare de alte dimensiuni.

Noul mecanism realizat (fig. 1, 2, 3) înlătură aceste dezavantaje și este construit dintr-un jgheab de evacuare *1*, care conduce dopurile sferice *2*, expulzate din centrul de deformare *a*, spre un bazin de răcire lateral *3*.

Jgheabul *1* este dispus cu un capăt *b* în prelungirea jgheabului de alimentare al laminorului, iar cu celălalt capăt *c* intră în bazinul de răcire *3*, sub nivelul apei din bazin, astfel încît, în timpul răcirii, dopurile sferice *2* rămîn în jgheabul de evacuare *1*, înșiruite în poziție de așteptare. Scoaterea din bazin a dopurilor se face unul cîte unul, de către un coș de alimentare vertical *5*, acționat printr-o tijă *6* de către pistonul unui cilindru pneumatic *7*. La deplasarea în jos, coșul de alimentare *5* preia, la fiecare cursă, primul dop sferic *2* și îl ridică apoi la cursa de retur pînă la nivelul unui jgheab de alimentare *8*, care îl conduce spre centrul de deformare *a*. În timpul laminării, dopul sferic se reazemă pe o piesă *9*, înșurubată la capătul barei de laminare *10*, prevăzută în interior cu un piston percutor *11* cu arc *12*.

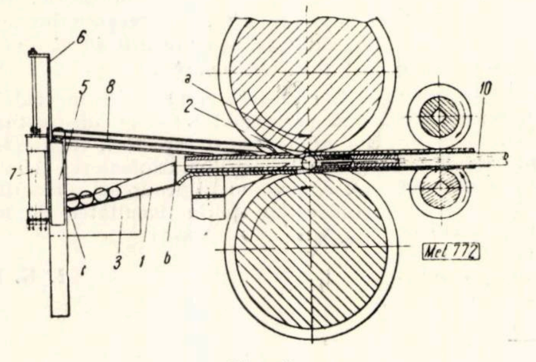


Fig. 1.

După fiecare trecere a eboșului, arcul *12* exercită asupra dopului sferic *2*, aflat în centrul de deformare *a*, un impuls care determină desprinderea dopului sferic *2* de reazemul *9* și evacuarea lui spre bazinul de răcire *3*.

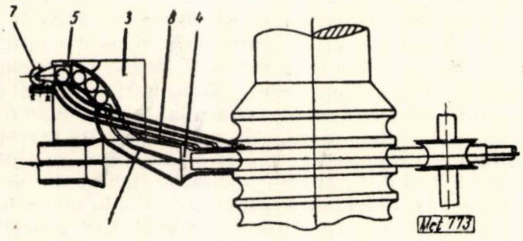


Fig. 2.

Dopurile sferice se înșiruie pe jgheabul de evacuare *1* în mărimi crescătoare, astfel încît operația de laminare se poate desfășura fără oprire, dopurile parcurgînd un circuit închis în ordine.

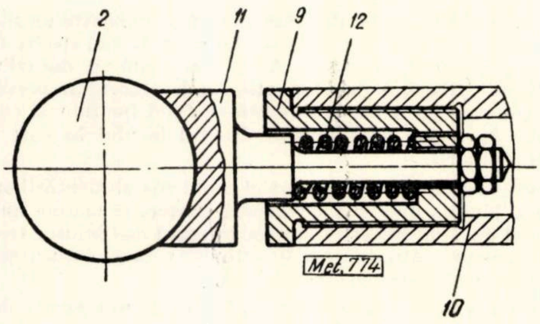


Fig. 3.

Prin folosirea noului mecanism se asigură o productivitate mărită de laminare, numărul de dopuri sferice poate fi ales după necesitate, iar expulzarea dopurilor se face în mod sigur.

Flux ceramic pentru încărcarea prin sudură automată cu arc electric a oțelurilor cu conținut mediu de carbon. Autori ing. Traian Sălăgean și colectiv. Invenție R.P.R. nr. 42199

La sudarea automată cu arc electric se folosesc fluxuri ceramice de diferite compoziții chimice. Elementele componente folosite îndeplinesc fiecare un anumit rol în alcătuirea fluxului ceramic, și anume : feroaliajele ca : feromanganul, ferotitanul, grafitul și diverse metale, servesc în special pentru aliere ; carbonatul de calciu, oxidul de calciu, oxidul desiliciu, minereul de titan, feldspatul, servesc în principal ca generatori de zgură ; feroaliajele cu Al, Ti, Si, ca dezoxidanți.

O compoziție de flux cunoscută, folosită pentru încărcarea automată a bandajelor roților de locomotivă, cuprinde de exemplu : 58 % concentrat de titan, 15 % feldspat, 2 % $CaFe_2$, 9 % feromangan (cu Mn — 67 %), 16 % ferosiliciu (cu Si 75—76 %). Acest flux prezintă dezavantajul că folosind concentrat de titan nu se poate conta pe trecerea titanului din concentrat în baie, cu toate că această trecere ar fi foarte utilă pentru îmbunătățirea calității materialului depus.

De asemenea, folosind o cantitate mare de ferosiliciu se introduce în metal prea mult siliciu care are un efect negativ, datorită durificării feritei, și asupra plasticității metalului cusăturii de sudură.

Noul flux ceramic înlătură aceste dezavantaje, avînd o compoziție chimică variabilă, funcție de conținutul de feromangan, care se alege și el în raport cu duritatea metalului cusăturii, conform curbei de variație prezentate și în figura 1 (pentru feromangan cu 6—7 %C și 61 % Mn), și anume : feromangan p, % ; feldspat 0,375 — (98—p), % ; oxid de aluminiu tehnic 0,375 — (98 — p), % ; fluorină 0,125 (98— — p), % ; carbonat de calciu tehnic 0,125 (98—p), % ; ferotitan 2 %.

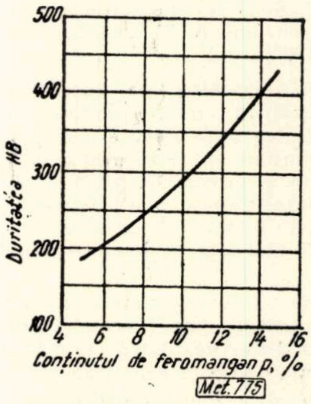


Fig. 1.

Prepararea fluxului se face după metode cunoscute, folosindu-se ca liant silicatul de sodiu, cam în următoarele proporții : 65 % SiO_2 ; 34 % Na_2O ; 0,2 % CaO dizolvat în apă cu densitatea 1,4.

Pentru sudare se folosește sîrmă de oțel moale cu compoziția 0,1 % carbon, 0,35 — 0,66 % mangan, maximum 0,03 % siliciu, maximum 0,03 % fosfor și maximum 0,03 % sulf.

Un alt flux ceramic conform invenției, folosit pentru încărcarea bandajelor uzate ale roților de tramvai constă din : 12 % feromangan (corespunzător unei durități 340 HB, care se urmărește să se obțină pentru metalul cusăturii) ; 32 % feldspat tehnic ; 32 % oxid de aluminiu tehnic ; 11 % fluorină ; 11 % carbonat de calciu tehnic ; 2 % ferotitan.

Aplicarea noului flux duce la depunerea de metal cu duritate variabilă după necesități, asigură o bună stabilitate a arcului electric, ceea ce permite sudarea în curent alternativ cu avans constant al sîrmei, încărcarea prin sudare a bandajelor uzate ale roților de autovehicule fără curățarea și încălzirea lor prealabilă. Zgura se desprinde ușor de pe metalul depus, permițînd depunerea mai multor cusături fără oprirea instalației.

Procedeu și mașină pentru îndoit țevi cu secțiunea rectangulară după curbe oarecare. Autor I. Abrihan și colectiv. Invenție R.P.R. nr. 42042

În prezent, pentru îndoirea țevilor se cunosc în principal trei procedee, și anume : apăsarea de sus în jos a țevii umplute cu nisip, rezemată pe două reazeme fixe, cu un șablon de forma dorită ; laminarea părții exterioare a țevii, pe zona de îndoire, folosind un dispozitiv de laminare în interiorul țevii ; înfășurarea țevii pe un șablon care se rotește în jurul unui ax fix, cu fixarea țevii în prealabil cu un capăt pe capătul șablonului și deformată după profilul șablonului.

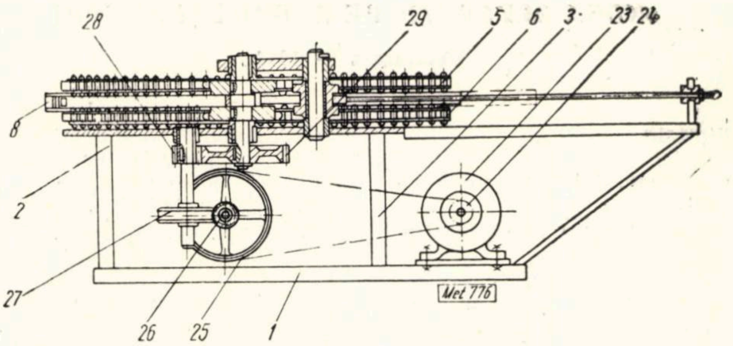


Fig. 1.

Primul procedeu are ca dezavantaje necesitatea umplerii țevii cu nisip sau folosirea de elemente articulate și, pentru îndoirea unor țevi cu lungimi mai mari, necesită piese speciale.

Al doilea procedeu este limitat la îndoiri de țevi de dimensiuni mari care să permită introducerea în țeavă a dipozitivelor care execută operația de laminare.

Al treilea procedeu prezintă dezavantajul că este limitat la îndoiri de țevi pe zone și cu raze de curbură limitate, deoarece șablonul se rotește în jurul unui punct fix.

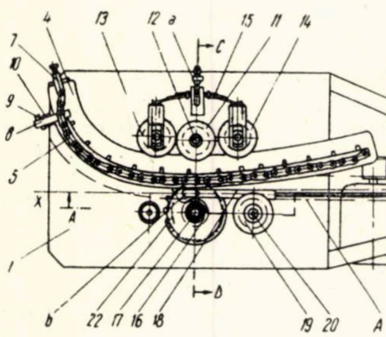


Fig. 2.

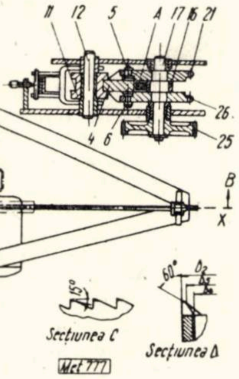


Fig. 3.

Noul procedeu înlătură dezavantajele vechilor procedee, fiind folosită o mașină arătată în figurile 1, 2 și 3 (fig. 1 — vedere în plan vertical după planul $A-B$; fig. 2 — vedere în plan orizontal; fig. 3 — secțiune transversală după planul $C-D$), care are o placă de bază *1*, care susține două coloane *2* și *3* pe care este fixat un calapod *4* al cărui profil exterior este cel pe care trebuie să-l primească țeava. Calapodul are pe ambele fețe cîte un lanț Gall *5* și *6*, care urmează de aproape profilul calapodului, fiind prevăzut și un dispozitiv de întindere *7* pentru lanț. Țeava *A*, cu profil dreptunghiular, care urmează să fie îndoită, se fixează cu un capăt pe partea exterioară a calapodului cu un colier *8*, o pană *9* și un cep de capăt *10*. Pentru ghidarea ansamblului șablon-țeavă în partea interioară concavă, calapodul *4* se sprijină pe o rolă de ghidare *11*, liberă pe un ax fix *12* și pe două role de presiune *13* și *14* montate pe un braț comun format de un arc *15* oscilant în jurul unui punct *a*, care constituie două puncte de sprijin laterale elastice pentru calapodul *4*. În partea exterioară, ansamblul calapod-țeavă se sprijină pe o a doua rolă de ghidare *16*, montată pe un ax *17* astfel dispus, ca între rolele de ghidare *11* și *16* să rămînă o deschidere egală cu lățimea ansamblului șablon-țeavă, acesta constituind centrul de formare în care se produce îndoirea țevii. Pentru evitarea turtirii țevii, în interiorul ei se introduce un dorn *18* cu cap articulat *b*, cu secțiunea egală cu a țevii.

Prin trecerea ansamblului calapod-țeavă printre rolele *11* și *16*, țeava se îndoaie după profilul calapodului și se așterne pe acesta.

În timpul îndoirii, profilul exterior al calapodului de care este fixat capătul țevii se îndepărtează de axa dreaptă $X - X$ pe care o avea țeava înainte de îndoire, aceeași cu axa dornului *18*.

Pentru echilibrarea acestui moment, țeava se sprijină în porțiunea sa dreaptă pe o rolă de sprijin *19*, liberă pe un ax fix *20*, dispus în apropierea planului de deformare format de axele rolelor de ghidare *11* și *16*. Pentru deplasarea calapodului *4* servesc două roți de lanț *21* și *22*, montate pe axul *17* rotit de un motor electric *23* prin intermediul a două roți de curea *24* și *25*, un melc *26* cu roata melcată *27* și două roți dințate *28*, *29*.

Mișcarea calapodului se face fie înainte, fie înapoi, după sensul de rotație a motorului.

Noul procedeu prezintă avantajul că permite îndoirea țevilor de lungimi mari după diverse curburi, țeava rămîne cu secțiune constantă și îndoirea se realizează cu o productivitate ridicată.

E 3280

INDEX ALFABETIC PE RUBRICI ŞI AUTORI

Metalurgia — 1963

Editoriale

Marinescu, I. : Siderurgia — ramură hotărîtoare a industriei, nr. 4, p. 289—291.

Niță, I. : Progresul tehnic la Combinatul siderurgic Hunedoara, nr. 5, p. 337—338.

Țecu, T. : Din realizările sectoarelor calde ale uzinelor „23 August" — București, nr. 8, p. 481—482.

Popescu, E. : Introducerea tehnicii noi la uzina „Oțelul roșu", nr.3, p. 202—204.

Studii și cercetări experimentale

Avram, C. și *Iatan, N.* : Proprietățile de turnare a fontelor cenușii de la uzina „Victoria" — Călan, la evacuarea din furnal și după retopirea lor în cubilon, nr. 4, p. 305—311.

Bîrsan, A. : Turnarea oțelului calmat sub presiune, nr. 3, p. 193—198.

Burcioiu, I. și *Radu, A.* : Călirea izotermă a arcurilor de supapă, nr. 7, p. 437—440.

Cărpinișan, O. și *Taflan, M.* : Încercări de valorificare a acidului cianhidric din gazul de cocs, nr. 5, p. 348—352.

Chirica, C. : Detectarea defectelor din laminatele de oțel cu ajutorul ultrasunetelor, nr. 10, p. 595—599.

Chudzikiewicz, Z. : Analiza procesului de amestecare a corpurilor pulverulente, nr. 10, p. 577—583.

Cosma, D., *Nedelcovici, V.*, *Jolondkovski, L* și *Hubert H.* : Cercetări privind producerea oțelurilor inoxidabile, nr. 12, p. 679—686.

Danilov, I. și *Nicolescu, I.* : Eficiența economică a folosirii gazului metan și a oxigenului în furnale, nr. 9, p. 542—547.

David, V. și *Stănescu, D.* : Fabricarea cocsului metalurgic din huile de gaz prin procedeul clasic, nr. 5, p. 338—345.

Drăgan, I. : Unele probleme privind matrițarea semifabricatelor turnate, nr. 10, p. 588—595.

Dulămiță, T., *Rizescu, C.* și *Ursu, V.* : Cu privire la cauzele fisurării oțelului de scule NO6, nr. 8, p. 483—487.

Dulămiță, T., *Mîntulescu, D.* și *Iatan, I.* : Unele particularități ale tratamentului termic preliminar al oțelului aliat de scule marca W 14, nr. 8, p. 490—496.

Dumitrescu, Tr., *Ionescu, C. Șt.* și *Solacolu, M.* : Contribuții la cunoașterea procesului de transformare izotermă a austenitei în domeniul Ar, nr. 1, p. 9—17.

Folticska, M. și *Răileanu, V.* : Mărirea productivității mașinilor de aglomerare și lărgirea bazei de combustibil, nr. 5, p. 352—354.

Franțiu, I., *Cuida, O.*, *Laiu, N.* și *Loziciu, M.* : Aspecte tehnico-economice ale fabricării și utilizării laminatelor de oțel placat, nr. 4, p. 312—316.

Franțiu, I. și *Nicolau, A.* : Stabilirea de relații practice prin valorificarea unor date urmărite la reducerea tablelor subțiri de oțel, nr. 9, p. 538—541.

Georgescu, F. și *Burcioiu, I.* : Metalizarea prin pulverizare, procedeu modern de protecție contra coroziunii metalelor și de acoperire în vederea alitării, nr. 2, p. 117—122.

Hătărăscu, O., *Atanasiu, Gh.*, *Pietroșeneanu, M.* și *Dumitru, L.* : Cercetări cu privire la reducerea directă a minereurilor de fier în reactoare basculante, cu ajutorul gazelor reducătoare obținute prin conversia metanului cu aer, nr. 4, p. 298—305.

Iliescu, P., *Rizescu, C.* și *Ursu, V.* : Răcirea semifabricatelor forjate din oțeluri Cr-Ni-Mo, nr. 2, p. 109—113.

Ionescu-Sisești, I., *Negoiță, C.* și *Solacolu, M.* : Influența tratamentelor izotermice asupra rezistenței la uzura fontei cu grafit eutectic, nr. 11, p. 625—629.

Kozak, R. : Metode de îmbunătățire a proprietăților mecanice ale sîrmelor de înaltă rezistență, trase la rece, nr. 6, p. 392—396.

Marcu, P., *Vasilescu, B.*, *Caba, M.* și *Bock, I.* : Deformarea plastică a aliajelor de aluminiu speciale pentru pistoane, nr. 2, p. 113—117.

Marcu, P. și *Gheorghiu, C.* : Aliaj de aluminiu pentru turnarea pieselor sub presiune, nr. 6, p. 385—387.

Marcu, P., *Șerban, M.* și *Rădulescu, E.* : Cercetări asupra coroziunii termochimice a zincului, nr. 10, p. 584—588.

Marincescu, M., *Brătescu, C.* și *Ștefănescu, Gh.* : Despre cubiloul cu aer redistribuit, nr. 2, p. 102—108.

Murguleț, N. și *Bărăscu, I.* : Epurarea gazelor la convertizoarele cu insuflare de oxigen, nr. 4, p. 292—297.

Muscan, R. și *Antonescu, C.* : Defecte de forjare în axe mari, nr. 8, p. 496—498.

Nedianu, V. : Observații privind unificarea amestecurilor de formare pentru turnarea pieselor din oțel, fontă și neferoase, nr. 7, p. 441—450.

Oros, Gh., *Rizescu, C.*, *Tudose, M.* și *Ursu, V.* : Metode tehnologice noi privind încălzirea cuptoarelor Martin cu bolți de silica, nr. 6, p. 396—402.

Oros, Gh., *Rizescu, C.*, *Tudose, M.* și *Ursu, V.* : Cu privire la utilizarea oxidului de nichel la alierea oțelurilor, nr. 8, p. 487—490.

Pavlov, I. M. și *Drăgan, I.* : Cercetări privind influența regimurilor de reducere prin laminare la rece a proprietăților electrice, magnetice și asupra gradului de texturare a tablelor de transformator, nr. 12, p. 673—678.

Piaskowski, J. : Despre apariția petelor albe în pereții subțiri ai pieselor turnate din fontă cenușie, nr. 9, p. 532.

Popa, C., *Șerbănescu, I.* și *Sîrb, Gh.* : Experimentarea maselotelor sferice la turnarea pieselor din oțel, nr. 8, p. 503—505.

Pop, E. și *Șerban, V.* : Controlul structurii fontei maleabile cu ajutorul ultrasunetelor, nr. 1, p. 18—21.

Popescu, V. I. : Cu privire la extruziunea oțelurilor Fe-Cr-Al cu plasticitate redusă, nr. 7, p. 433—436.

Popescu, V. I. : Influența extruziunii asupra plasticității oțelului Fe-Cr-Al, nr. 11, p. 635—638.

Pretorian, D., Marcus, I., Dragoș, Z. și *Sofronie, M.*: Elaborarea fontelor nealiate de mare rezistență cu grafit lamelar, nr. 8, p. 501—503.

Rosenthal, G. și *Carp, M.*: Asupra cromizării pieselor de oțel și fontă, nr. 6, p. 387—392.

Suceveanu, Gh.: Cercetări asupra nitrurării cămășilor pompelor de extracție, nr. 9, p. 529—532.

Suciu, N. și *Suciu, E.*: Rezultatele unor încercări de carburare a băii metalice cu cocs la elaborarea oțelului în cuptoare Martin, nr. 3, p. 204—206.

Suciu, N. și *Munteanu, P.*: Cercetări asupra decarburării benzilor de oțel, nr. 3, p. 212—215.

Triandaf, A. și *Olaru, F.*: Obținerea feromolibdenului din concentratele indigene de molibden, nr. 1, p. 1—9.

Wasowicz, H.: Utilizarea rășinilor epoxidice la repararea pieselor turnate, nr. 7, p. 451—453.

Wanyorek, C.: Turnarea cu solidificare intensiv dirijată — maselotele MOLPAD, nr. 11, p. 629—634.

Realizări tehnice

Balintoni, I., Băltănoiu, M., Șontea, S. și *Terpovici, Șt.*: Elaborarea și turnarea bronzului cu staniu pentru cuzineții locomotivei Diesel electrice tip Co-Co. 2100, nr. 10, p. 608—610.

Boboș, I.: Perfecționarea procedeului de turnare în forme întărite cu CO_2, nr. 6, p. 406—411.

Ciocîrlie, S.: Mărirea durabilității lingotierelor la Combinatul siderurgic Hunedoara, nr. 2, p. 97—102.

Codreanu, M.: Forjarea de precizie prin rotație (I), nr. 9, p. 547—553.

Codreanu, M.: Forjarea de precizie prin rotație (II), nr. 10, p. 600—606.

Costin, I.: Determinarea rapidă a magneziului din aliajele de aluminiu prin metoda complexometrică, nr. 8, p. 511—512.

Cruceru, C.: Considerații tehnologice privind trefilarea cuprului și aluminiului pentru scopuri electrotehnice, nr. 11, p. 638—641.

Czelli, I.: Încălzirea cu gaz metan a cilindrilor laminorului de tablă, nr. 3, p. 225.

Dragoș, Z., Moldovan, C. și *Epure, M.*: Folosirea sunetelor și ultrasunetelor la turnarea metalelor, nr. 8, p. 498—501.

Drăgulin, M.: Turnarea bucșelor de cilindru pentru motoarele Diesel, nr. 8, p. 506—507.

Drăgulin, M.: Dispozitiv pneumatic pentru închiderea și deschiderea formelor metalice, nr. 8, p. 508—509.

Dumitrache, Gh.: Formule și metode practice de calcul folosite în tehnologia fabricării tablelor subțiri, nr. 3, p. 221—224.

Dumitrache, Gh. și *Dumitrache, A.*: Posibilități de îmbunătățire a recoacerii tablelor subțiri în cuptoarele tunel, nr. 3, p. 207—212.

Dumitrache, Gh., și *Chelmu, M.*: Mecanisme pentru reglarea cilindrilor la cajele unui laminor de platine, nr. 3 ,p. 226—227.

Faur, S.: Sudarea vetrei la cuptoarele de 400 t, nr. 5, p. 358—362.

Geller, E.: O nouă baie de zincare lucioasă, nr. 12, p. 696—700.

Goga, E.: Fabricarea oțelului semicalmat, nr. 3. p. 215—217.

Grünwald, E.: Controlul băilor galvanice cu ajutorul celulei Hull, nr. 1, p. 21—24.

Grünwald, E.: Nichelarea și cromarea lucioasă a pieselor turnate din alamă, nr. 10, p. 612.

Ionescu, A. și *Istvan, T.*: Folosirea nisipului de zirconiu în amestecurile de formare, nr. 2, p. 122—126.

Ionescu, A.: Îmbunătățirea calității cilindrilor pentru linia fină și mijlocie prin tratament termic, nr. 10, p. 610—612.

Iorga, S., Ponoran, Z. și *Ritzinger, E.*: Măsurarea sub capac a temperaturii de recoacere în cuptor-tunel, nr. 11, p. 648—651.

Kaba, E. și *Liveanu, N.*: Îmbunătățirea dozării amestecurilor de cărbuni cocsificare, nr. 5, p. 345—347.

Klökl, O.: Încărcarea automată cu sudură sub flux a cilindrilor de laminor cu sîrmă înalt aliată, nr. 5, p. 367—371.

Klöckl, O. și *Pedimonte, K.*: Determinarea rapidă a bazicității zgurelor Siemens Martin prin metoda termodiferențială, nr. 5, p. 371—372.

Klöckl, O. și *Pleșa, C.*: Aplicarea sudurii sub flux la întreținerea agregatelor în siderurgie, nr. 10, p. 606—608.

Lică, T., Dumitrescu, T. și *Corneanu, A.*: Determinarea vitezei de înaintare a materialelor argiloase în cuptorul rotativ de șamotizare, nr. 11, p. 651—655.

Margan, S.: Realizări obținute la laminoarele uzinei „Oțelul roșu" privind creșterea productivității muncii și reducerea prețului de cost, ca urmare a introducerii normelor de muncă cu motivare tehnică, nr. 3, p. 220—221.

Miheț, G.: Forjarea rotoarelor pentru turbogeneratoare, nr. 4, p. 322—326.

Miheț, G.: Forjarea bucșelor cuplajului principal al laminorului bluming, nr. 12, p. 687—690.

Murariu, A. și *Samoilescu, S.*: Calibrarea și laminarea profilului pentru armătura de mină, nr. 5, p. 362—366.

Munteanu, P. și *Czelli, I.*: Unele îmbunătățiri în calibrare la laminarea benzilor de oțel la cald și la rece, nr. 3, p. 217—219.

Nicoloiu, E .și *Fruchter, S.*: Observații privind luarea probelor pentru determinarea carbonului din fonte, nr. 12, p. 690—692.

Niculescu, G.: Extinderea aplicării tratamentului prin curenți de inducție la uzinele „Semănătoarea", nr. 4, p. 316—322.

Niculescu, G.: Încălzirea prin curenți de inducție de frecvența sunetului a unor profile cu pereți subțiri, nr. 11, p. 645—648.

Pancu, C.: Măsurări și dispozitive pentru protecția modelelor la demulare și transport, nr. 7, p. 454—456.

Pantea, V. I., Moldovan, C., Tacu, I. și *Epure, M.*: Metodă electromagnetică de control al călirii, bazată pe schimbarea proprietăților magnetice ale oțelurilor, nr. 8, p. 508—511.

Popescu, M.: Progrese în mecanizarea unor operații la cuptoarele Martin, nr. 5, p. 354—358.

Romanciuc, I.: Dispozitiv pentru completarea materialelor, curățat zgura și agitarea băii în cuptorul de vid, nr. 2, p. 126—127.

Romanciuc, I.: Instalație pentru măsurarea rezistivității electrice sub vid la diferite temperaturi ale metalelor și aliajelor, nr. 7, p. 457—458.

Solomon, I. și *Ciubotaru, C.*: Procedeul de obținere a crustei ceramice la turnarea cu modele ușor fuzibile, pe bază de ortosilicat de etil, nr. 1, p. 24—25.

Stanciu, T. și *Ionescu, C.*: Îmbunătățirea calității tablelor decapate, recoapte și răcite cu atmosferă protectoare, nr. 11, p. 642—644.

Suciu, N.: Aparat pentru sortarea laminatelor în funcție de conținutul de carbon, nr. 3, p. 227—228.

Vasiliu, A.: Forjarea arborilor cotiți pentru motoarele Diesel de putere mijlocie, nr. 12, p. 693—696.

Actualități și discuții

Bălan, E.: Structura prețului de cost și a investițiilor în siderurgie, nr. 8, p. 516—521.

Bălan, E. și *Popescu, A.*: Eficacitatea economică a turnării continue, nr. 12 ,p. 700—705.

Dumitrașcu, P.: Conducerea optimizată a furnalului, nr. 7, p. 458—467.

Matei, A.: Calculul instalațiilor de răcire a colacilor de sîrmă laminată din oțel, nr. 11, p. 655—659.

Murguleț, N.: Avantajele folosirii dolomitei în siderurgia R.P.R., nr. 6, p. 412—416.

Popescu, V. și *Scorțea, V.*: Uscarea superficială a formelor de turnătorie, nr. 12, p. 706—710.
Sachelarie, M.: Filtre metaloceramice, nr. 3, p. 199—202.
Wanyorek, C.: Studiul multilateral al vitezei de umplere cu metal lichid a formelor de turnare și influența acestei variații asupra calității produselor, nr. 9, p. 554—561.
Wechsler, P.: Automatizări la laminoare, nr. 8, p. 512—516.

Lucrări de sinteză

Boștenaru, P. și *Minulescu, M.*: Utilizarea distenului în industria materialelor refractare, nr. 9, p. 566—568.
Brătescu, C.: Determinarea carbonului echivalent la fonte, cu ajutorul curbelor de răcire, nr. 7, p. 470—473.
Catz, I.: Dispozitiv de protecție la mașinile de trefilat, nr. 11, p. 664—666.
Cîndea, V. și *Andrei, Șt.*: Considerații asupra stingerii uscate a cocsului, nr. 10, p. 614—618.
Drăgan, L.: Proprietățile și domeniul de folosire a reniului, nr. 7, p. 473—476.
Franțiu, I.: Laminarea directă a benzilor și tablelor din pulbere de fier, nr. 7, p. 468—470.
Kraft, A.: Folosirea oxigenului la elaborarea oxigenului în cuptoarele electrice, nr. 5, p. 372—374.
Mustață, M. și *Brătescu, C.*: Fontă maleabilă cu perlită globulară, nr. 2, p. 168—170.
Protopopescu, A.: Aplicațiile materialelor metalice sinterizate în industria nucleară, nr. 9, p. 564—566.
Rădulescu, A.: Valorificarea zgurei expandate de furnal, nr. 9, p. 561—563.
Sava, V.: Mecanizarea și automatizarea lucrului în forjele grele, nr. 6, p. 416—420.
Staicu, L.: Despre unele utilizări ale razelor X în studiul microstructurii oțelurilor, nr. 11, p. 660—662.

Extrase

Nr. 1, p. 78—83, p. 88—89;
nr. 2, p. 173—176, p. 178;
nr. 3, p. 267—272;
nr. 4, p. 330—331;
nr. 5, p. 374—377;
nr. 6, p. 420—424;
nr. 7, p. 476;
nr. 8, p. 522—524;
nr. 9, p. 569—573.
nr. 10, p. 618—622;
nr. 11, p. 662—664, p. 666—668.

Informații

Nr. 1, p. 93, 94;
nr. 2, p. 183—185;
nr. 3, p. 285;
nr. 5, p. 381—382;
nr. 6, p. 429—430;
nr. 8, p. 526—527;
nr. 9, p. 574—575;
nr. 11, p. 669—670.

Recenzii

Nr. 1, p. 91;
nr. 2, p. 179—180;
nr. 3, p. 277—278;
nr. 4, p. 331—334;
nr. 6, p. 424—425;
nr. 7, p. 477—478;
nr. 8, p. 525—526;
nr. 9, p. 574;
nr. 10, p. 623—624;
nr. 11, p. 669;
nr. 12, p. 710—713.

Cronică

Nr. 2, p. 181—183;
nr. 3, p. 282—284;
nr. 4, p. 334—335;
nr. 5, p. 379—381;
nr. 6, p. 425—427;
nr. 8, p. 527.

Inovații — Invenții

Nr. 3, p. 288;
nr. 8, p. 525;
nr. 6, p. 430.
nr. 12, p. 713—715.

Revista revistelor

Nr. 1, p. 94—96;
nr. 2, p. 185—188;
nr. 3, p. 287—288;
nr. 4, p. 336;
nr. 5, p. 383;
nr. 6, p. 427—428;
nr. 7, p. 479—480;
nr. 8, p. 528.

Index alfabetic de autori

A

Andrei, Șt.: nr. 10, p. 614—618
Antonescu, C.: nr. 8, p. 496—498
Atanasiu, Gh.: nr. 4, p. 298—305
Avram, C.: nr. 4, p. 305—311

B

Balintoni, I.: nr. 10, p. 608—610
Bălan, E.: nr. 8, p. 516—521,
  nr. 12, p. 700—705.
Băltăroiu, M.: nr. 10, p. 608—610
Bărăscu, I.: nr. 4, p. 292—297
Bîrsan, A.: nr. 3, p. 193—198
Boboș, I.: nr. 6, p. 406—411
Bock, D.: nr. 2, p. 113—117
Boștenaru, P.: nr. 9, p. 566—568
Brătescu, C.: nr. 2, p. 102—108;
  nr. 2, p. 168—170;
  nr. 7, p. 470—473
Burcioiu, I.: nr. 2, p. 117—122;
  nr. 7, p. 437—440

C

Caba, M.: nr. 2, p. 113—117
Carp, M.: nr. 6, p. 387—392
Catz, I.: nr. 11, p. 664—666
Cărpinișan, O.: nr. 5, p. 348—352
Chelmu, M.: nr. 3, p. 226—227
Chirica, C.: nr. 10, p. 595—599
Chudzikiewicz, Z.: nr. 10, p. 577—583
Ciocîrlie, S.: nr. 2, p. 97—102
Ciubotaru, C.: nr. 1, p. 24—25
Cîndea, V.: nr. 10, p. 614—618

Codreanu, M. : nr. 9, p. 547—553 ;
nr. 10, p. 600—606
Corneanu, A. : nr. 11, p. 651—653
Costin, I. : nr. 8, p. 511—512
Cosma, D. : nr. 12, p. 679—686
Cruceru, C. : nr. 11, p. 638—641
Cuida, O. : nr. 4, p. 312—316
Czelli, I. : nr. 3, p. 225 ;
nr. 3, p. 217—219

D

Danilov, I. : nr. 9, p. 542—547
David, V. : nr. 5, p. 338—345
Drăgan, I. : nr. 10, p. 588—595 ;
nr. 12, p. 673—678
Drăgan, L. : nr. 7, p. 473—476
Dragoş, Z. : nr. 8, p. 498—501 ;
nr. 8, p. 501—503
Drăgulin, M. : nr. 8, p. 506—507 ;
nr. 8, p. 508—509
Dulămiţă, T. : nr. 8, p. 483—487 ;
nr. 8, p. 490—496
Dumitrache, A. : nr. 2, p. 207—212
Dumitrache, Gh. : nr. 3 ,p. 207—212 ;
nr. 3, p. 221—224 ;
nr. 3, p. 226—227
Dumitraşcu, P. : nr. 7, p. 458—467
Dumitrescu, T. : nr. 11, p. 651—655
Dumitrescu, Tr. : nr. 1, p. 9—17
Dumitru, L. : nr. 4, p. 298—305

E

Epure, M. : nr. 8, p. 498—501 ;
nr. 8, p. 508—511

F

Faur, S. : nr. 5, p. 358—362
Folticska, M. : nr. 5, p. 352—354
Franţiu, I. : nr. 4, p. 312—316 ;
nr. 7, p. 468—470 ;
nr. 9, p. 538—541
Fruchter, S. : nr. 12, p. 690—692

G

Georgescu, F. : nr. 2, p. 117—122
Geller, E. : nr. 12, p. 696—700
Gheorghiu, C. : nr. 6, p. 385—387
Goga, E. : nr. 3, p. 215—217
Grünwald, E. : nr. 1, p. 21—24 ;
nr. 10, p. 612—614

H

Hătărăscu, O. : nr. 4, p. 298—305
Hubert, H. : nr. 12, p. 679—686

I

Iatan, I. : nr. 8, p. 490—496
Iatan, N. : nr. 4, p. 305—311
Iliescu, P. : nr. 2, p. 109—113
Ionescu, A. : nr. 2, p. 122—126 ;
nr. 10, p. 610—612
Ionescu, C. : nr. 11, p. 642—644
Ionescu, C. Şt. : nr. 1, p. 9—17
Ionescu-Siseşti, I. : nr. 11, p. 625—629
Iorga, S. : nr. 11, p. 648—651
Istvan, T. : nr. 2, p. 122—126

J

Jolondkovski, L. : nr. 12, p. 679—686

K

Kaba, E. : nr. 5, p. 345—347
Klöckl, O. : nr. 5, p. 367—371 ;
nr. 5, p. 371—372 ;
nr. 10, p. 606—608
Kozak, R. : nr. 6, p. 392—396
Kraft, A. : nr. 5, p. 372—374

L

Laiu, N. : nr. 4, p. 312—316
Lică, T. : nr. 11, p. 651—655
Liveanu, N. : nr. 5, p. 345—347
Loziciu, M. : nr. 4, p. 312—316

M

Marcu, P. : nr. 2, p. 113—117 ;
nr. 6, p. 385—387 ;
nr. 10, p. 584—588
Marcus, I. : nr. 8, p. 501—503
Margan, S. : nr. 3, p. 220—221
Marincescu, M. : nr. 2, p. 102—108
Marinescu, I. : nr. 4, p. 289—291
Matei, A. : nr. 11, p. 655—659
Miheţ, G. : nr. 4, p. 322—326 ;
nr. 6, p. 403—406 ;
nr. 12, p. 687—690
Minulescu, M. : nr. 9, p. 566—568
Mîntulescu, D. : nr. 8 ,p. 490—496
Moldovan, C. : nr. 8, p. 498—501 ;
nr. 8, p. 508—511
Murguleţ, N. : nr. 4, p. 292—297 ;
nr. 6, p. 412—416
Munteanu, P. : nr. 3, p. 212—215 ;
nr. 3, p. 217—219
Murariu, A. : nr. 5, p. 362—366
Muscan, R. : nr. 8, p. 496—498
Mustaţă, M. : nr. 2, p. 168—170

N

Nedelcovici, V. : nr. 12, p. 679—686
Nedianu, V. : nr. 7, p. 441—450
Negoiţă, C. : nr. 11, p. 625—629
Nicolau, A. : nr. 9, p. 538—541
Nicolescu, I. : nr. 9, p. 542—547
Nicoloiu, E. : nr. 12, p. 690—692
Niculescu, G. : nr. 4 ,p. 316—322
nr. 11, p. 645—648
Niţă, I. : nr. 5, p. 337—338

O

Olaru, F. : nr. 1, p. 1
Oros, Gh. : nr. 6, p. 396—402 ;
nr. 8, p. 487—490

P

Pancu, C. : nr. 7, p. 454—456
Pantea, V. : nr. 8, p. 508—511
Pavlov, I. M. : nr. 12, p. 673—678
Pedimonte, K. : nr. 5, p. 371—372
Piaskowski, J. : nr. 9, p. 532—537
Pietroşeneanu, M. : nr. 4, p. 298—305
Pleşa, C. : nr. 11, p. 606—608
Ponoran, Z. : nr. 11, p. 648—651
Pop, E. : nr. 1, p. 18—21
Popa, C. : nr. 8, p. 503—505
Popescu, A. : nr. 12, p. 700—705
Popescu, E. : nr. 3, p. 202—204
Popescu, M. : nr. 5, p. 354—358
Popescu, V. : nr. 12, p. 706—710
Popescu, V. I. : nr. 7, p. 433—436 ;
nr. 11, p. 635—638
Pretorian, D. : nr. 8, p. 501—503
Protopopescu, A. : nr. 9, p. 564—566

R

Radu, A. : nr. 7, p. 437—440
Rădulescu, A. : nr. 9, p. 561—563
Rădulescu, E. : nr. 10, p. 584—588
Răileanu, V. : nr 5, p. 352—354
Ritzinger, E. : nr. 11, p. 648—651
Rizescu, C. : nr. 2, p. 109—113 ;
  nr. 8, p. 483—487 ;
  nr. 6, p. 396—402 ;
  nr. 8, p. 487—490
Romanciuc, I. : nr. 2 ,p. 126—127 ;
  nr. 7, p. 457—458.
Rosenthal, G. : nr. 6, p. 387—392

S

Sachelarie, M. : nr. 3, p. 199—202
Samoilescu, S. : nr. 5, p. 362—366
Sava, I. : nr. 6, p. 416—420
Scorțea, V. : nr. 12, p. 706—710
Sîrb, Gh. : nr. 8, p. 503—505
Sofronie, M. : nr. 8, p. 501—503
Solacolu, M. : nr. 1, p. 9—17 ;
  nr. 11, p. 625—629
Solomon, I. : nr. 1, p. 24—25
Staicu, L. : nr. 11, p. 660—662
Stanciu, T. : nr. 11, p. 642—644
Stănescu, D. : nr. 5, p. 338—345
Suceveanu, Gh. : nr. 4, p. 326—329 ;
  nr. 9, p. 529—532
Suciu, E. : nr. 3, p. 204—206
Suciu, N. : nr. 3, p. 204—206 ;
  nr. 3, p. 212—215 ;
  nr. 3, p. 227—228

Ș

Șerban, M. : nr. 10, p. 584—588
Șerban, V. : nr. 1, p. 18
Șerbănescu, I. : nr. 8, p. 503—505
Șontea, S. : nr. 10, p. 608—610
Ștefănescu, Gh. : nr. 2, p. 102—108

T

Tacu, T. : nr. 8, p. 508—511
Taflan, M. : nr. 5, p. 348—352
Terpovici, Șt. : nr. 10, p. 608—610
Triandaf, A. : nr. 1, p. 1—9
Tudose, M. : nr. 6, p. 396—402 ;
  nr. 8, p. 487—490

Ț

Țecu, I. : nr. 8, p. 481—482

U

Ursu, V. : nr. 2, p. 109—113 ;
  nr. 6, p. 396—402 ;
  nr. 8, p. 483—487 ;
  nr. 8, p. 487—490

V

Vasiliu, A. : nr. 12, p. 693—696
Vasilescu, B. : nr. 2, p. 113—117

W

Wanyorek, C. : nr .9, p. 554—561.
  nr. 11, p. 629—634
Wasowicz, H. : nr. 7, p. 451—453
Wechsler, P. : nr. 8, p. 512—516.

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Metalurgiei și Construcțiilor de Mașini și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.P.R. — Redacția și administrația, București, str. Ion Ghica nr. 3, raion Tudor Vladimirescu, telefon : 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 026.002 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, M.M.C.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi ; lei 100 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri ; lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25, București, c. 4901

Fabrica de țevi

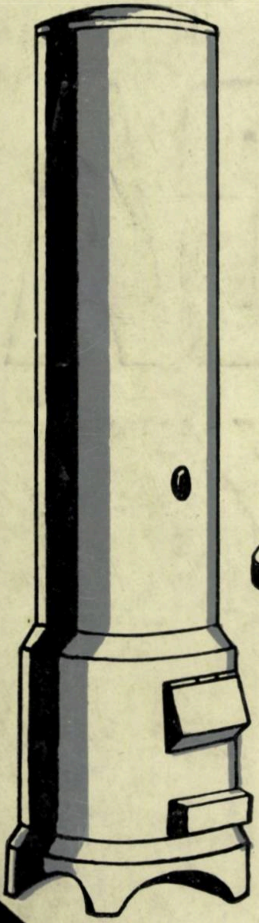
REPUBLICA

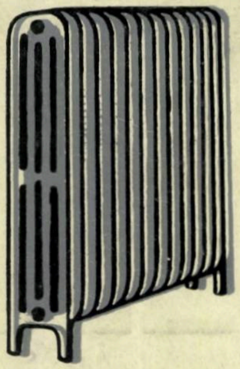
produce:

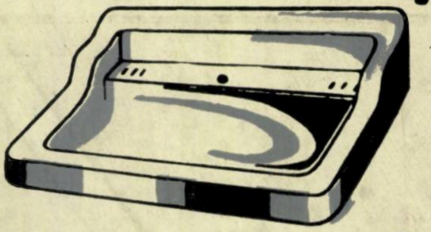
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″ pentru prospecțiuni geologice
- Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcții
- Țevi rotunde și profilate laminate la cald cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții
- Țevi cu diametrul sub 6″, pentru instalații de apă, gaz și abur

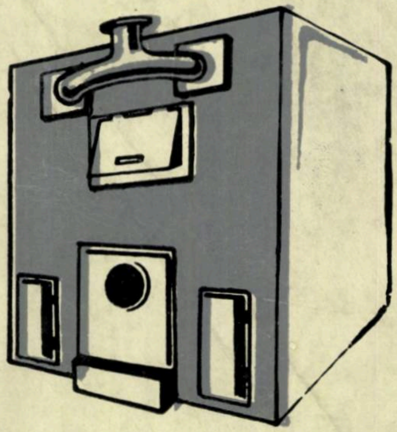
UZINA VICTORIA CALAN

produce și livrează:

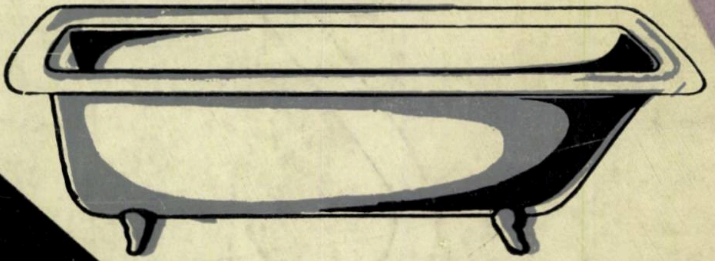
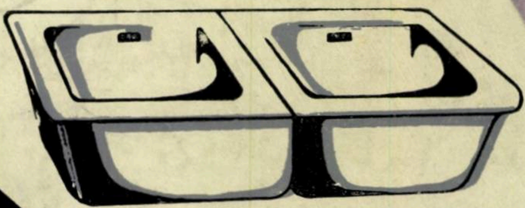
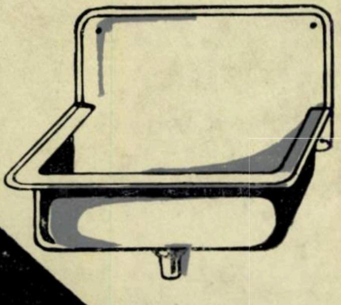








- CAZANE SECȚIONATE DIN FONTĂ PENTRU ÎNCĂLZIRE CENTRALĂ
- RADIATOARE DIN FONTĂ
- CĂZI PENTRU BAIE
- SOBE DIN FONTĂ PENTRU CAZANE DE BAIE
- CHIUVETE
- CAZANE DE BAIE DIN TABLĂ EMAILATĂ
- CHIUVETE DE BUCĂTĂRIE
- SPĂLĂTOARE DUBLE PENTRU VASE
- FONTĂ CENUȘIE BRUTĂ DE FURNAL STAS 882-60
- LINGOTIERE ȘI ACCESORII
- CILINDRI PENTRU LAMINOARE

UVG